



THÈSE

En vue de l'obtention du

DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE TOULOUSE

Délivré par : *Institut National Polytechnique de Toulouse*

Discipline ou spécialité : *Génie Mécanique, Mécanique des Matériaux*

Présentée et soutenue par : *Vincent WAGNER*

Le *11 Mars 2011*

Titre : *Amélioration de la productivité en usinage d'un titane réfractaire : le Ti5553*

JURY

<i>M. CAHUC Olivier</i>	<i>Professeur des Universités, Université de Bordeaux 1</i>	<i>Président</i>
<i>M. ARRAZOLA Pedro-José</i>	<i>Professeur des Universités, Université de Mondragon</i>	<i>Rapporteur</i>
<i>M. POULACHON Gérard</i>	<i>Professeur des Universités, ENSAM de Cluny</i>	<i>Rapporteur</i>
<i>M. BAILI Maher</i>	<i>Maître de Conférences, ENI de Tarbes</i>	<i>Examineur</i>
<i>M. DESSEIN Gilles</i>	<i>Professeur des Universités, ENI de Tarbes</i>	<i>Directeur de thèse</i>
<i>M. LAGARRIGUE Pierre</i>	<i>Professeur des Universités, Université Champollion d'Albi</i>	<i>Examineur</i>
<i>M. LALLEMENT Daniel</i>	<i>Ingénieur R&D, Messier-Dowty Bidos</i>	<i>Examineur</i>
<i>M. PARVERY Laurent</i>	<i>Responsable des Méthodes Centrales, Messier-Dowty Bidos</i>	<i>Examineur</i>

École doctorale : *Mécanique, Énergétique, Génie civil et Procédés (MEGeP)*

Unité de recherche : *Laboratoire Génie de Production de l'École Nationale d'Ingénieurs de Tarbes*

Directeur de thèse : *M. DESSEIN Gilles*

*A mes parents,
A Laurent et Laurie
Et surtout à Laurence*

Etre conscient de la difficulté permet de l'éviter.

Lao-Tseu

Remerciements

Les travaux de recherche présentés dans ce mémoire ont été effectués au sein du Laboratoire Génie de Production de l'École Nationale d'Ingénieurs de Tarbes et dans l'entreprise Messier-Dowty Bidos. À l'issue de ce travail, je souhaite remercier toutes les personnes qui, de près ou de loin, m'ont aidé dans la réalisation de cette thèse.

Je tiens en tout premier à remercier M. CAHUC Olivier, Professeur à l'Université de Bordeaux 1, de l'honneur qu'il me fait en présidant ce jury de thèse.

J'exprime toute ma gratitude à M. Pedro-José ARRAZOLA, Professeur à l'Université de Mondragon et M. Gérard POULACHON, Professeur aux Arts et Métiers Paritech de Cluny, d'avoir accepté d'examiner cette thèse et de l'intérêt porté à mes travaux.

Je tiens à remercier M. Gilles DESSEIN, Professeur à l'ENI de Tarbes, d'avoir été mon directeur de thèse et M. Maher BAILI, Maître de conférence à l'ENI de Tarbes mon encadrant qui par leurs compétences, leurs disponibilités, leurs conseils et leur patience m'ont aidé à mener à bien ce travail. Qu'ils trouvent ici l'expression de mon amitié la plus sincère.

J'associe à mes remerciements l'entreprise Messier-Dowty de m'avoir permis de réaliser cette thèse et plus particulièrement M. Daniel LALLEMENT, Ingénieur Méthodes Centrales de l'entreprise Messier-Dowty Bidos, et M. Laurent Parvery, Responsable des Méthodes Centrales de l'entreprise Messier-Dowty Bidos, pour leur intérêt, pour m'avoir fait confiance et accorder de leur temps afin de mener à bien cette thèse.

Je ne saurais oublier bien sûr, l'ensemble de mes collègues doctorants et enseignants-chercheur de l'ENIT et de l'entreprise Messier-Dowty qui m'ont soutenu durant ce travail et plus particulièrement, Mickaël, Christian, Malik, Andrei, Sébastien, Pierrot, Charles, Jacky, Daniel, Jean-Yves ...

Comment pourrais-je ne pas remercier mes parents Sylvie et Paul ainsi que mon frère Laurent et ma soeur Laurie pour leur confiance, leur infini soutien sans quoi rien n'aurait été possible. Je tiens à leur faire part de toute l'estime et la reconnaissance que j'ai pour eux et je leur dis « Merci » pour tout ce que vous avez fait pour moi.

Enfin, je remercie du plus profond de mon coeur, ma chère et tendre Laurence, qui a toujours su m'épauler, trouver les mots justes et me rassurer de manière exemplaire tout au long de ces travaux.

Table des matières

Introduction	21
1 Etat de l'art	25
1.1 Introduction	26
1.2 Les efforts de coupe en tournage	26
1.2.1 L'échelle d'étude	27
1.2.2 Les méthodes de modélisation	29
1.2.3 Les modélisations d'efforts de coupe	31
1.2.4 Apports à la modélisation	36
1.2.5 Conclusion	43
1.3 Les efforts de coupe en fraisage	43
1.3.1 Bilan des points de vue, des méthodes et des domaines de modélisation pour le fraisage	43
1.3.2 Classification et présentation des outils de fraisage	45
1.3.3 Modélisation des efforts de coupe en fraisage	47
1.3.4 Conclusion	52
1.4 L'usinage des alliages de titane	53
1.4.1 Du point de vue industriel	53
1.4.2 Du point de vue universitaire	58
1.4.3 Conclusion	60
1.5 Usure des outils de coupe	61
1.5.1 Etat de l'art industriel	62

1.5.2	Etat de l'art universitaire	63
1.5.3	Conclusion	65
2	Identification du comportement du matériau usiné	67
2.1	Caractérisation du matériau	69
2.1.1	Présentation de l'alliage	69
2.1.2	Intérêts des alliages de titane dans l'aéronautique	71
2.1.3	Caractéristiques physiques	72
2.1.4	Influence des propriétés thermiques sur la thermique de la coupe . .	73
2.1.5	Caractéristiques mécaniques	74
2.2	Loi de comportement	76
2.2.1	Validité des lois de comportement en fonction des matériaux	77
2.2.2	Méthodes d'identification	79
2.2.3	Conclusion sur la loi de comportement	86
2.2.4	Analyse des méthodes d'identification	88
2.3	Efforts de coupe en tournage	89
2.3.1	Essais	89
2.3.2	Modification de la modélisation	96
2.3.3	Modélisation des efforts pour les outils sans préparation d'arête . .	101
2.3.4	Modélisation pour les outils avec une préparation d'arête chanfreinée	104
2.3.5	Modélisation pour les outils avec une préparation d'arête rayonnée .	107
2.3.6	Conclusion sur la modélisation en tournage	109
2.3.7	Etude de la morphologie des copeaux	110
2.4	Transposition au fraisage	111
2.4.1	Présentation du contexte Messier-Dowty	112
2.4.2	Définition géométrique des outils	115
2.4.3	Adaptation de la coupe orthogonale à la coupe oblique	119
2.4.4	Campagne d'essais	123
2.4.5	Application au Ti5553	126

2.4.6	Compréhension des phénomènes sur la fraise torique	129
2.4.7	Définition d'un outil optimal en terme d'effort de coupe pour le fraisage à sec	132
2.5	Conclusion sur les efforts de coupe	133
3	Usure des outils	135
3.1	Usure en tournage	136
3.1.1	Introduction	136
3.1.2	Choix des conditions de coupe et des outils	136
3.1.3	Identification des modes de dégradation	137
3.1.4	Influence des conditions de coupe sur l'usure	143
3.1.5	Conclusion	146
3.2	Cas du fraisage	146
3.2.1	Dispositif expérimental	146
3.2.2	Observation des modes de dégradation	148
3.2.3	Influence des modes de dégradation sur le processus de coupe . . .	150
3.2.4	Influence de l'engagement radial sur les modes de dégradation . . .	153
3.2.5	Conclusion	160
4	Valorisation industrielle	161
4.1	Possibilités d'application dans notre contexte industriel	162
4.1.1	Processus d'élaboration d'un programme	162
4.1.2	Utilisation directe	163
4.1.3	Utilisation indirecte	165
4.2	Usinage à chaud	168
4.2.1	Dispositif expérimental	169
4.2.2	Essais	171
4.2.3	Analyse des résultats	171
4.2.4	Conclusion	175

4.3	Vers une proposition de mise en oeuvre de techniques de surveillance d'usinage	175
4.3.1	Introduction à la surveillance d'usinage	176
4.3.2	Analyse des essais en vue d'une application	179
4.3.3	Fraisage	180
4.3.4	Conclusion	181
Conclusion		183
Publications		187
Annexe 1		200
Annexe 2		205
Annexe 3		215

Table des figures

1.1	Les différents niveaux d'étude de la coupe [Bissey 05]	27
1.2	Zones de cisaillement selon [Oxley 89]	33
1.3	Familles et types d'outils possibles	46
1.4	Classification des outils	47
1.5	Discrétisation de l'outil suivant son axe [Altintas 95]	49
1.6	Géométrie de la fraise cylindrique	50
1.7	Résumé de la méthode d'Engin [Engin 01b]	51
1.8	Modélisation des efforts de coupe pour une fraise cylindrique dans du Ti64	51
1.9	Description géométrique d'une fraise hémisphérique [Milfelner 03]	52
1.10	Mécanismes d'usure en fonction de la température	61
1.11	Exemple d'effondrement d'arête observé	63
2.1	Classification des alliages de titane	70
2.2	Comparaison de la concentration en éléments alphagènes du Ti64 et Ti5553 [Arrazola 09a]	70
2.3	Gamme de traitement thermique du Ti5553	71
2.4	Chaleur spécifique ($J.kg^{-1}.^{\circ}C^{-1}$)	72
2.5	Conductivité thermique ($W.m^{-1}.K^{-1}$)	73
2.6	Influence de la conductivité thermique sur la coupe	74
2.7	Influence de la chaleur spécifique sur la coupe	75
2.8	Essais de traction à chaud et à température ambiante	76

2.9	Comparaison des formes de Johnson-Cook (a) et erreurs obtenues (b) sur le Ti64	79
2.10	Comparaison entre les contraintes expérimentales et les contraintes issues de la modélisation (a) et les erreurs associées (b) pour la méthode 1	83
2.11	Comparaison entre les contraintes expérimentales et les contraintes issues de la modélisation (a) et les erreurs associées (b) pour la méthode 2	84
2.12	Comparaison entre les contraintes expérimentales et les contraintes issues de la modélisation (a) et les erreurs associées (b) pour la méthode 3	85
2.13	Résumé de la méthode 1	86
2.14	Résumé de la méthode 2	87
2.15	Résumé de la méthode 3	88
2.16	Intégration des conditions de coupe dans les vitesses de déformation . . .	89
2.17	Facteurs d'entrée	90
2.18	Influence de la vitesse de coupe (plaquette Sandvik CNMG 160612-23 et CNMG 160612-QM, $b=5$ mm, $f=0.2$ mm/tr)	92
2.19	Température de l'outil après 8 secondes d'usinage ($b=5$ mm et $f = 0.2$ mm/tr)	92
2.20	Influence de l'angle de coupe pour une arête rayonnée 0,04 mm et une arête chanfreinée ($0,15\text{mm} \times 15$) ($b= 5\text{mm}$ et $f = 0.2$ mm/tr)	93
2.21	Influence de la préparation d'arête ($b= 5\text{mm}$, $\alpha = 20^\circ$, $V_c= 45$ m/min) . .	95
2.22	Exemple de mesures	97
2.23	Relation entre la longueur de contact et les conditions de coupe (plaquette CNGA 120404S01525, $b = 5$ mm, $f = 0,2$ mm/tr)	98
2.24	Longueurs de contact définies pour chaque modèle	99
2.25	Influence de l'angle de coupe sur le coefficient de frottement ($b=5$ mm, $f = 0.2$ mm/tr)	100
2.26	Influence des revêtements sur le coefficient de frottement ($b=5$ mm, $f =0,15$ mm/tr, $\alpha=8^\circ$)	101
2.27	Validité de la modélisation d'Oxley (utilisation de JC_3) (plaquette Sandvik CCGX 120405-AL, $\alpha = 14^\circ$ $b=5$ mm)	102
2.28	Corrélation de la modélisation avec l'outil Seco ($b=5$ mm, $f = 0,15\text{ mm/tr}$)	103

2.29	Validité de la modélisation d'Oxley pour des outils possédant une préparation d'arête ($\alpha = 10^\circ$, $V_c = 45\text{m/min}$; $b=5\text{mm}$)	103
2.30	Validité de la modélisation des efforts de coupe pour une arête chanfreinée (a : composante F_c et b : composante F_f) ($b=5\text{ mm}$, $f=0,2\text{ mm/tr}$) . . .	105
2.31	Répartition des efforts de coupe en fonction de l'avance ($f = 0,2\text{ mm/tr}$) (a) et de la préparation d'arête (b)	106
2.32	Validité de la modélisation pour les outils à préparation rayonnée	108
2.33	Répartition des efforts de coupe en fonction de la préparation d'arête (a) et de l'augmentation de l'avance (b)	109
2.34	Morphologie d'un copeau de Ti5553 traité	111
2.35	Définition de conditions optimales pour obtenir une segmentation de copeau	112
2.36	Résumé des outils utilisés chez Messier Dowty	113
2.37	Principe de fonctionnement de la méthode	114
2.38	Paramétrisation de l'enveloppe d'un outil [Engin 01a]	115
2.39	Paramétrisation de l'hélice	116
2.40	Description plaquette torique	117
2.41	Paramétrisation de l'outil proposée par Milfelner	118
2.42	Evolution du rapport $r = h_c/h$ ($b = 5\text{ mm}$, $\alpha = 10^\circ$, $r_e = 0,04\text{ mm}$, revêtement TiN)	121
2.43	Essais de coupe oblique	122
2.44	Influence de l'angle d'inclinaison	122
2.45	Influence de la préparation d'arête et de l'inclinaison d'arête sur la direction des efforts	123
2.46	Dispositif expérimental	124
2.47	Résultante de l'effort de coupe obtenue pour une fraise cylindrique	125
2.48	Résultante de l'effort de coupe obtenue pour une fraise torique	125
2.49	Direction de l'effort de coupe en fonction de la position angulaire de la plaquette pour $f_z = 0.1\text{mm/tr}$ (a) et $f_z = 0.4\text{mm/tr}$ (b)	127
2.50	Comparaison des valeurs obtenues avec les essais avec la modélisation pour la fraise cylindrique ($V_c = 45\text{ m/min}$, $a_e = 3\text{ mm}$ et $a_p = 5\text{ mm}$)	128

2.51	Comparaison des valeurs obtenues avec les essais avec la modélisation pour la fraise torique ($V_c = 25 \text{ m/min}$, $a_e = 3 \text{ mm}$ et $a_p = 5 \text{ mm}$)	128
2.52	Evolution de la section coupée pour chaque élément discrétisé sur la fraise torique (a) et pour la fraise cylindrique (b)	130
2.53	Pressions spécifiques de coupe pour la fraise torique	131
2.54	Efforts de coupe de chaque élément pour $f_z = 0,4 \text{ mm/tr}$ (a) et $f_z = 0,1 \text{ mm/tr}$ (b)	132
3.1	Premier mode de dégradation observé au profilomètre (face de coupe) . . .	138
3.2	Observation de l'arête rapportée au profilomètre	139
3.3	Effondrement d'arête	139
3.4	Résumé de l'influence de l'usure sur le processus de coupe	141
3.5	Evolution de l'effort avec les modes de dégradation	141
3.6	Evolution des composantes de l'effort de coupe sur un essai d'usinage (50mm)	142
3.7	Apparition des paliers d'efforts et de l'arête rapportée	143
3.8	Influence du matériau de coupe (Outil Sandvik CNMG160612-23)	144
3.9	Influence de la préparation d'arête (Outil Sandvik CNMG160612 - ATB) .	144
3.10	Influence de la vitesse de coupe sur la longueur usinée (a) et sur la durée de vie (b) (Outil Sandvik CNMG160612 - QM - 1105)	145
3.11	Premier mode de dégradation pour la fraise cylindrique (a) et pour la fraise torique (b)	148
3.12	Second mode de dégradation pour la fraise cylindrique (a) et pour la fraise torique (b)	149
3.13	Troisième mode de dégradation pour la fraise cylindrique (a) et pour la fraise torique (b)	149
3.14	Copeaux adhérents	150
3.15	Evolution des composantes lors d'un passage d'une dent en contournage .	151
3.16	Evolution de la résultante et de la direction de l'effort	152
3.17	Evolution de la résultante de l'effort	152
3.18	Différents engagements radiaux adoptés pour la fraise à surfacer	153

3.19	Evolution de l'usure en fonction de l'engagement radial	154
3.20	Rapport entre l'angle de refroidissement et l'angle de sollicitation pour un tour d'outil	155
3.21	Description de l'engagement	156
3.22	Evolution de la longueur d'arête en prise pour l'ensemble des conditions d'engagement	157
3.23	Evolution des arêtes en prise	158
3.24	Zone optimale d'engagement radial pour un outil de rayon 25mm	159
3.25	Influence de la longueur en prise	160
4.1	Principe et points importants de la modélisation	166
4.2	Dispositif experimental	169
4.3	Placement des thermocouples dans la pièce	170
4.4	Exemple d'usinage à 750°C	171
4.5	Evolution des efforts de coupe en fonction de la température de coupe . . .	172
4.6	Observation de la face de coupe	174
4.7	Observation de la face en dépouille	175
4.8	Morphologie du copeau à 250°C (a) et 750°C (b)	176
4.9	Principe de fonctionnement de la surveillance d'usinage [Ritou 06]	177
4.10	Exemple de seuils utilisés pour la surveillance d'usinage	179
4.11	Evolution des composantes de l'effort	180
4.12	Evolution des efforts en fraisage	181
13	Algorithme Oxley	203
14	Résumé des différents types d'usure en usinage	204
15	Réprésentation des composantes de l'effort de coupe	206
16	Centre d'usinage Huron KX10	207
17	Tour à commande numérique	209
18	Platine de mesure d'efforts de coupe	210
19	Dispositif expérimental pour les essais de traction	211

20	Dispositif expérimental pour les essais de microdureté	211
21	Profilomètre	212
22	Plan de la pièce d'essai de tournage	213
23	Spécification de la pièce de fraisage	214
24	Etat de surface obtenu en usinage photo (a) et profil (b)	216
25	Modélisation de la fraise DREAM CUTTER (a) et de son excitation (b) .	218
26	Superposition de l'excitation de la fraise avec l'état de surface sur 5 secondes	219
27	Modélisation du système broche-outil	220
28	Méthode de caractérisation de la flexion machine	220

Liste des tableaux

1.1	Récapitulatif des modélisations de la longueur de glissement entre le copeau et la face de coupe	39
2.1	Composition chimique du Ti5553	69
2.2	Comparaison des masses volumiques de quelques matériaux	71
2.3	Constantes de la loi de Johnson-Cook pour le Ti64 [Ozel 06]	77
2.4	Conditions de coupe et données expérimentales (Outil Sandvik CCGX 120408 AL, b=5 mm)	81
2.5	Valeurs des constantes pour le Ti5553 avec la méthode 1	81
2.6	Valeurs des constantes pour le Ti5553 avec la méthode 2	83
2.7	Valeurs des constantes pour le Ti5553 avec la méthode 3	85
2.8	Conditions expérimentales	90
2.9	Paramètres des essais de caractérisation de la longueur de contact	97
2.10	Récapitulatif des propriétés des plaquettes testées	100
2.11	Récapitulatifs des conditions d'essais	121
2.12	Conditions d'essais pour le fraisage	124
2.13	Description des outils	124
3.1	Résumé des outils d'essai	137
3.2	Récapitulatif des conditions de coupe pour les essais de tournage	137
3.3	Récapitulatif des outils utilisés en fraisage	147
3.4	Récapitulatif des conditions de coupe pour les essais de fraisage	147
3.5	Volume de matière enlevé en fonction de l'engagement radial	155

4.1	Bilan de l'influence des paramètres sur les efforts de coupe	165
4.2	Conditions expérimentales	170
4.3	Résultats expérimentaux	171
4	Caractéristiques du centre d'usinage	208
5	Caractéristiques du centre d'usinage	209
6	Caractéristiques de la platine de mesure d'efforts	210
7	Résumé des modes propres	217

Table des notations

K_c	coefficient spécifique de coupe (MPa)
b	largeur de coupe (mm)
l_{ab}	contrainte dans le plan de cisaillement primaire
τ_{ab}	contrainte dans le plan de cisaillement primaire (MPa)
δ	proportion de matière écrouie sur le copeau
V_c et V_{cmin}	vitesse de coupe et vitesse de coupe minimum (m/min)
f	avance en tournage (mm/tr)
h	épaisseur du copeau non déformé (mm)
h_c	épaisseur du copeau (mm)
l_c	longueur de contact entre le copeau et la face de coupe (mm)
ϕ et ϕ_n	angle de cisaillement et angle de cisaillement normal($^\circ$)
R	résultante de l'effort de coupe (N)
F_s	effort de cisaillement dans le plan primaire de cisaillement (N)
F_c , F_f , et F_p	composantes de l'effort de coupe (N) (figure ..)
λ	angle entre l'effort normal à la face de coupe et la résultante de l'effort (rad)
α et α_n	angle de coupe et angle de coupe normal ($^\circ$)
θ et θ_n	angle et angle normal entre la résultante et le plan de cisaillement primaire (rad)
σ	contrainte (MPa)
ε_{ab}	déformation dans la plan de cisaillement primaire
$\dot{\varepsilon}_{ab}$	vitesse de déformation dans le plan de cisaillement primaire (s^{-1})
V_s	vitesse de cisaillement (m/s)
C_o	constante Oxley
$\dot{\varepsilon}_o$	vitesse de déformation de référence

T_{mod}	température modifiée ($^{\circ}$)
T_{ab} et T_{int}	température dans le plan de cisaillement primaire et à l'interface outil copeau ($^{\circ}$)
β	proportion de chaleur évacuée dans le copeau
ρ	masse volumique (kg/m^3)
C_p	chaleur spécifique ($J/kg^{-1} \cdot ^{\circ}C^{-1}$)
S	conductivité thermique ($W.m^{-1} \cdot ^{\circ}C^{-1}$)
F_c^{arete} et F_f^{arete}	composantes d'effort induites pas la préparation d'arête (N)
r_e	rayon de la préparation d'arête (mm)
b_{zm}	largeur de chanfrein de la préparation d'arête (mm)
α_{zm}	angle de chanfrein de la préparation d'arête ($^{\circ}$)
σ_{zm} et τ_{zm}	contrainte tangentielle et normale sous la préparation d'arête (MPa)
μ	angle de frottement à l'interface outil copeau
μ_c	coefficient de frottement [Moufki 98]
a	coefficient fonction de la vitesse d'avance
ε_p	déformation équivalente
A, B, n, C et m	constante de la loi de Johnson-Cook
n_{eq}	coefficient d'écrouissage équivalent
K_{cc}, K_{tc} et K_{rc}	coefficients spécifiques de coupe (MPa)
K_{ce}, K_{te} et K_{re}	coefficients linéiques de coupe (N/mm)
λ_s	angle d'inclinaison d'arête ($^{\circ}$)
η	angle d'écoulement du copeau ($^{\circ}$)
dz	hauteur des éléments discrétisés (mm)
dF_c, dF_f et dF_p	efforts élémentaires (N)
a et b	longueur et largeur des plaquettes (mm)
JC_1, JC_2, JC_3	fonction de Johnson-Cook modifiée
F_c^{ab} et F_f^{ab}	composantes de l'effort liées au plan de cisaillement primaire et secondaire (N)
F_c^{bzm} et F_f^{bzm}	composantes de l'effort liées à une préparation d'arête chanfreinée (N)
F_c^{re} et F_f^{re}	composantes de l'effort liées à une préparation d'arête rayonnée (N)
D, M_r, N_r, M_z et N_z	paramètre de rayons de formes d'une fraise monobloc

α_f et β_f	coefficient de conicité
κ	angle de positionnement ($^\circ$)
R_f , R_z et R_r	rayons caractéristiques (mm)
N_t	nombre de dent
ϕ_f et φ_f	angle de rotation ($^\circ$)
f_z	avance à la dent (mm/dt)
θ_s , θ_e , θ_f , θ_i	angle d'entrée et de sortie sur la plaquette et angle du $i^{ème}$ élément ($^\circ$)
a_p	engagement axial (mm)
O_c et O_f	centre de la plaquette torique et centre du rayon de plaquette (mm)
R_x , R_y et R_z	matrice de transfert
δ_f , β_f et γ_f	angle de positionnement des plaquettes par rapport au repère outil ($^\circ$)
$R(\beta)$	rayon de fraise à l'angle β_f (mm)
λ_b	angle d'hélice ($^\circ$)
R_b	rayon fraise de forme en un point considéré (mm)
β_b	angle d'arête de coupe ($^\circ$)
λ_s	angle d'inclinaison d'arête ($^\circ$)
h_{bij}	épaisseur de coupe instantanée de la $i^{ème}$ dent, le $j^{ème}$ élément (mm)
S et dS	section de coupe en fraisage et section de coupe élémentaire (mm ²)
η_{eff}	discrétisation effective de l'arête en prise
τ	contrainte (MPa)
ϕ_n	angle de cisaillement normal ($^\circ$)
β_n	angle d'écoulement normal ($^\circ$)
r	rapport de Merchant
l	longueur d'arête (mm)
κ_r	angle d'inclinaison d'arête ($^\circ$)
R_{max} et R_{eff}	rayon maximal et rayon effectif (mm)
x	longueur d'arête en prise (mm)

Sigles

HSS	Acier rapide
PCD	Diamant polycristallin
CBN	Nitrure de bore cubique
TiN	Nitrure de titane
TiAlN	Nitrure de titane aluminium
WC-Co	Carbure de tungstène - Cobalt
WC-TiC-TaC-Co	Carbure de tungstène - Carbure de titane - Carbure de tantale - Cobalt
TiC-TiN	Carbure de titane - Carbure de titane
TiN+TiB ₂	Nitrure de titane - Borure de titane
TiB ₂	Borure de titane
AFA-ATA-AFB-ATB	Désignation de revêtements Sandvik en cours de développement
PVD	Dépôt physique par phase vapeur
CVD	Dépôt chimique en phase vapeur

Introduction

Pour les équipementiers et les motoristes du secteur aéronautique, l'optimisation des produits manufacturés est confrontée à diverses contraintes, telles que l'augmentation des performances mécaniques et la réduction des masses embarquées. Cette évolution concerne toutes les pièces et toutes les parties d'un avion. Par exemple, le composite est à présent utilisé pour les pièces de voilure ou de fuselage car l'utilisation de ce matériau a démontré le gain de poids à tenue mécanique équivalente. Cette évolution concerne également les pièces mécaniques soumises à de fortes sollicitations mécaniques comme les pièces de trains d'atterrissage, réalisées auparavant en acier hautes performances. C'est le cas du Boeing 787 ou de l'A350 dont les pièces de structure sont aujourd'hui réalisées dans un nouvel alliage de titane : le Ti5553. Au-delà de son rapport masse volumique / propriétés mécaniques intéressant au niveau de la masse embarquée, ce matériau offre des avantages importants, pour le milieu contraignant de l'aéronautique, comme sa capacité à garder ses propriétés mécaniques à haute température et sa tenue en fatigue. Il participe également à la réduction des coûts de fabrication et de maintenance par son excellente résistance à la corrosion qui permet une utilisation à « métal nu ». Il permet de s'affranchir des étapes de protections (cycle de cadmiage et peinture sur les aciers) et de simplifier, de fait, les phases d'inspection des pièces de structure en série telle que la détection de fissures éventuelles.

Ce matériau semblerait parfait si ce n'était son coût élevé et sa faible usinabilité. L'entreprise Messier-Dowty, jusqu'à présent spécialisée dans l'usinage des alliages d'acier, doit revoir son approche de l'usinage pour adapter ses processus à ce matériau et en améliorer sa productivité. Les premiers constats d'usinage sur ce matériau se traduisent par des vitesses de coupe faibles, engendrant des temps de cycles élevés, des durées de vie d'outils réduites augmentant les coûts de réalisation et des process peu stables. La part d'usinage du titane pour Messier-Dowty augmentant considérablement par rapport à l'acier et le nombre d'utilisateurs de ce titane restant confidentiel, ne laissent pas augurer de développement par l'effet de masse comme pour l'acier, ces problèmes de coupe pourraient devenir pénalisants pour l'entreprise et elle se doit, du point de vue concurrentiel, de les maîtriser.

L'entreprise a mis en place le projet "Titane" qui regroupe des carburiers, des fabricants de machines-outils, des fournisseurs de lubrifiants, des universités et la section R&D de l'entreprise. Un des objectifs de ce projet est de comprendre les phénomènes associés à la coupe du Ti5553 en vue d'identifier les modes de dégradation des outils, développer des gammes d'outils et des stratégies d'usinages plus adaptées qui réduiront les temps d'usinage tout en répondant aux différentes contraintes dont le fini des surfaces et en limitant les coûts de fonctionnement. Cependant, le manque de connaissances sur cet alliage, dû entre autres à sa nouveauté et à sa rareté, rend les progrès difficiles et insuffisants. L'objectif global des travaux de thèse consiste à lever des verrous scientifiques, apporter des éclairages et des propositions sur les problèmes de coupe inhérents à ce matériau, qui permettront d'envisager des évolutions de processus aux acteurs du projet. L'approche sera orientée sur l'étude de l'usinabilité du matériau pour aller ensuite vers des solutions productives en abordant :

- une caractérisation du comportement (général et en usinage) du matériau étudié,
- identification des modes de dégradation apparaissant lors de l'usinage du Ti5553,
- l'étude des géométries de coupe en se basant sur des modèles de tournage et de fraisage,
- la proposition de solutions d'amélioration de la productivité.

Le mémoire s'organise autour de quatre chapitres.

Un premier chapitre présente l'état de l'art des différentes modélisations analytiques et empiriques permettant la caractérisation du processus de coupe. Il présente une comparaison selon le domaine de modélisation et le point de vue d'étude considéré (microscopique, mésoscopique ou macroscopique). Les modèles présentés sont initialement développés pour les alliages d'acier et sont basés sur un ensemble de paramètres (longueur de coupe, coefficient de frottement, ...) qui ne sont pas forcément adaptés à la modélisation du processus de coupe des alliages de titane. Ainsi, une partie de ce chapitre dresse un bilan de ces paramètres et présente quelques possibilités d'adaptation à d'autres matériaux autres que les aciers. Afin d'orienter nos travaux et d'éviter les redondances avec les développements effectués par l'entreprise, un bilan des problèmes liés à l'usinage des alliages de titane d'un point de vue universitaire et industriel a été effectué. La dernière partie concerne notamment l'analyse des modes de dégradation des outils coupants.

Le second chapitre est consacré à la modélisation des efforts de coupe. Généralement, les efforts de coupe résultent de contraintes dans le matériau dues à des sollicitations d'usinage (déformations, vitesses de déformation et températures). Il est ainsi nécessaire de connaître, d'une part, les sollicitations occasionnées par l'outil et d'autre part la réponse en contraintes du matériau. Dans la littérature, le comportement du matériau est dans la plupart des cas déterminé par la loi de comportement de Johnson-Cook. Toutefois, l'ana-

lyse des sollicitations apparaissant lors de l'usinage du Ti5553 montre que les méthodes classiques ne permettent pas de recréer les conditions d'usinage. En conséquence, nous avons développé une méthode d'identification des constantes de la loi de comportement basée sur des essais d'usinage et sur des essais de traction, reliant ainsi la loi de comportement aux conditions d'usinage. Les sollicitations sont définies en fonction de la géométrie de coupe et de la forme des outils. Pour faciliter l'analyse, une première phase permettant la compréhension des phénomènes de coupe (influence de la préparation d'arête, de l'angle de coupe...) a été réalisée sur des opérations de tournage. Le choix des facteurs intégrés dans le modèle a été dicté par une première campagne expérimentale où la majorité des géométries de coupe utilisées par l'entreprise a été testée. Trois familles de géométries de coupe se distinguent : sans préparation d'arête et avec préparation d'arête chanfreinée ou rayonnée ; ce qui nécessite la construction de trois modèles de coupe différents. A partir de ce travail réalisé sur le tournage, un nouveau développement consiste à vérifier et généraliser ces modèles aux opérations de fraisage sur les différentes formes d'outils rencontrées en production (cylindrique, torique, hémisphérique). Ainsi, les différentes modélisations des efforts de coupe développées permettent de comprendre les phénomènes liés à la coupe du Ti5553 et d'établir une géométrie de coupe et d'approcher des conditions d'engagement optimales.

Le troisième chapitre est consacré à la compréhension des modes de dégradation observés en tournage et en fraisage du Ti5553 sans lubrification. La phase expérimentale met clairement en évidence trois modes successifs : le rodage, l'usure normale et le dernier mode avec une succession d'apparition et de disparition d'arêtes rapportées jusqu'à l'effondrement total de l'arête de coupe. Nous notons que les modes d'usure classiques d'observation, usure en dépouille et usure en cratère ne sont pas établis dans notre cas, d'où l'impossibilité d'utiliser les critères classiques (K_T , V_b , . . .). L'analyse est basée sur la recherche d'une relation tripolaire entre la géométrie de coupe, le processus de coupe et l'usure, la connaissance d'une des valeurs permettant d'évaluer les autres. Ce qui permet de rapprocher le niveau d'usure de l'outil du processus de coupe. La conclusion des travaux sur l'usure est consacrée à l'identification d'une relation entre la géométrie de coupe, les conditions de coupe, l'engagement et l'usure, elle permet de définir des conditions d'engagement adaptées à l'usinage du Ti5553.

La quatrième partie traite de la valorisation industrielle des travaux de thèse sur l'usinage du Ti5553. Les travaux de thèse ont été positionnés dans le processus de conception d'un programme. Une distinction a été réalisée entre les résultats des travaux directement exploitables à intégrer au processus industriel à travers les conditions opératoires définies dès le calcul FAO et la transposition des méthodes développées dans nos travaux à d'autres

matériaux. D'autres pistes d'amélioration de l'usinabilité peuvent être étudiées. En effet, les travaux existants sur l'amélioration de l'usinabilité montrent un intérêt non négligeable des assistantes à la coupe (laser, lubrification haute pression, cryogénie). Nous avons choisi de vérifier, à travers le développement d'un dispositif expérimental, l'influence de l'augmentation de la température de la zone de coupe sur l'usinabilité du Ti5553. Les essais réalisés démontrent les limites de ce type de système. Si l'amélioration de l'usinabilité est un des axes majeurs de l'entreprise Messier-Dowty sur le Ti5553, la stabilité du process de coupe et l'automatisation de la surveillance de la machine pour un process autonome est une piste privilégiée pour les process longs tels que les process titane. Les conclusions du chapitre trois nous apportent une première approche de la possibilité d'application de la surveillance d'usinage sur le Ti5553.

La dernière partie de ce mémoire synthétise les travaux réalisés et dresse les perspectives associées.

Chapitre 1

Etat de l'art

Sommaire

1.1	Introduction	26
1.2	Les efforts de coupe en tournage	26
1.2.1	L'échelle d'étude	27
1.2.2	Les méthodes de modélisation	29
1.2.3	Les modélisations d'efforts de coupe	31
1.2.4	Apports à la modélisation	36
1.2.5	Conclusion	43
1.3	Les efforts de coupe en fraisage	43
1.3.1	Bilan des points de vue, des méthodes et des domaines de modélisation pour le fraisage	43
1.3.2	Classification et présentation des outils de fraisage	45
1.3.3	Modélisation des efforts de coupe en fraisage	47
1.3.4	Conclusion	52
1.4	L'usinage des alliages de titane	53
1.4.1	Du point de vue industriel	53
1.4.2	Du point de vue universitaire	58
1.4.3	Conclusion	60
1.5	Usure des outils de coupe	61
1.5.1	Etat de l'art industriel	62
1.5.2	Etat de l'art universitaire	63
1.5.3	Conclusion	65

1.1 Introduction

L'objectif principal de ces travaux est l'amélioration de l'usinabilité d'un alliage de titane. Une des définitions envisageable de l'usinabilité peut être l'aptitude d'un matériau à subir une mise en forme par enlèvement de matière. Son amélioration peut être effectuée suivant différents axes : la durée de vie des outils, les conditions de coupe et l'état de surface. Nous avons fait le choix d'orienter cette étude sur la maîtrise du processus de coupe, des efforts de coupe et de l'usure des outils. Le contrôle des efforts de coupe nous permet d'envisager une diminution de l'usure par la réduction de l'effort de coupe, mais également de prédire et maîtriser les états de surface induits par les déflexions d'outil. L'optimisation des conditions de coupe et de la géométrie d'outil passe par la compréhension du processus de coupe et l'évaluation des grandeurs associées (contrainte, température, coefficient de frottement, longueur de contact). La modélisation choisie doit nous permettre de déterminer les efforts de coupe en intégrant un maximum de facteurs afin d'obtenir un modèle complet retranscrivant la problématique industrielle mais également de quantifier les grandeurs physiques apparaissant lors du processus de coupe.

Ce chapitre se décompose en quatre grandes parties. Les deux premières parties concernent la modélisation des efforts de coupe en tournage et en fraisage où nous présenterons les travaux sur lesquels nous nous sommes appuyés pour cette étude. La troisième partie présente l'usinage des alliages de titane d'un point de vue industriel et universitaire. Nous dresserons un bilan des techniques envisageables et envisagées du point de vue de l'entreprise Messier-Dowty et universitaire pour améliorer et maîtriser l'usinage du Ti5553. La quatrième partie concerne l'usure des outils où nous aborderons les travaux effectués sur l'identification des modes de dégradation et l'optimisation des durées de vie en usinage des alliages de titane.

1.2 Les efforts de coupe en tournage

L'étude de la coupe peut être abordée sous différents points de vue qui dépendent du positionnement choisi pour la description du processus. Comme nous pouvons l'observer sur la figure 1.1, nous distinguons trois points de vue auxquels sont associées plusieurs méthodes d'identification. Chaque méthode intervient sur un domaine utilisant des concepts et des outils différents qui permettent de décrire certains phénomènes. L'objectif de cette partie est de réaliser un bilan des points de vue et des méthodes associées.

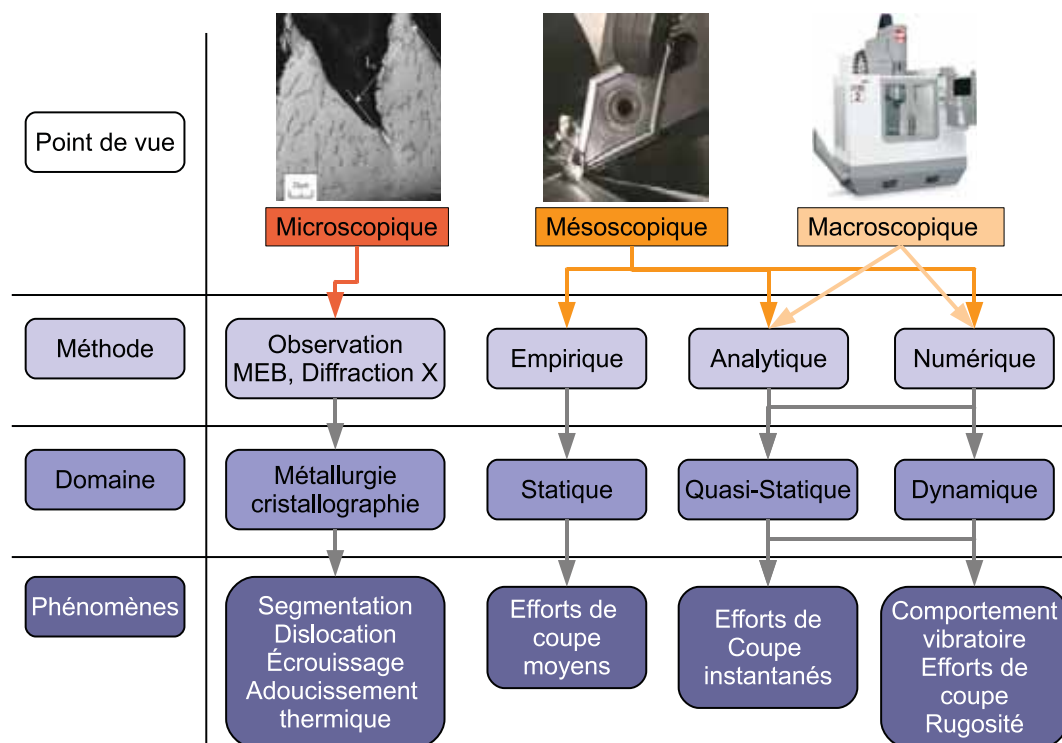


FIGURE 1.1 – Les différents niveaux d'étude de la coupe [Bissey 05]

1.2.1 L'échelle d'étude

1.2.1.1 Point de vue microscopique

L'échelle microscopique est un point de vue se situant au niveau métallurgique. Elle autorise l'étude de la formation du copeau en s'appuyant sur l'analyse microstructurale et mécanique des différentes zones du copeau, mais également de la santé matière. Elle s'appuie sur l'observation des transformations de phase subies par le matériau, de l'adoucissement thermique ou des textures. Elle permet l'étude des contraintes résiduelles et des dislocations des grains. Il semble cependant difficile d'en extraire des efforts de coupe. En extrapolant, l'énergie de coupe serait la somme des énergies nécessaires à briser chaque joint de grain. Cette échelle considère l'interface outil-copeau d'un point de vue tribologique. Elle peut toutefois être utilisée dans la vérification des grandeurs physiques telles que les déformations, l'adoucissement thermique ou l'intégrité de surface.

Pour l'acier, plusieurs études microscopiques ont été menées par [Poulachon 02]. Pour les titanes, plusieurs articles traitent de l'aspect métallurgique de l'usinage, mais seulement au bénéfice du Ti64 ([Lopez-De-Lacalle 00], [Che-Haron 05], [Hou 97]). A notre connaissance, il existe une seule référence traitant de l'aspect métallurgique des copeaux lors de l'usinage du Ti5553. En effet, [?] a comparé les copeaux obtenus lors de l'usinage d'un Ti64 et

d'un Ti5553. Il explique la non-segmentation des copeaux par une plus grande fréquence d'apparition des bandes de cisaillement.

1.2.1.2 Point de vue mésoscopique

Le point de vue mésoscopique traite de l'interaction entre l'outil et la pièce sans pour autant considérer l'aspect métallurgique de la coupe présenté précédemment. L'intérêt de ce niveau d'investigation est d'obtenir un modèle plus proche de la réalité et ceci passe par un nombre d'informations à insérer plus élevé. Les phénomènes de formation du copeau ne sont plus les seuls à être considérés. D'autres aspects comme la thermique ou la thermomécanique sont alors traités. Ces modélisations relient les déformations, les vitesses de déformation et les températures aux contraintes apparaissant lors d'un usinage. Ce dernier point semble essentiel dans la mesure où les phénomènes thermiques et dynamiques ont un rôle prépondérant dans le comportement des matériaux usinés. Plusieurs modélisations analytiques basées sur la coupe orthogonale ou sur la coupe oblique ont été développées [Merchant 44],[Oxley 89],[Becze 02] et plus récemment les modèles éléments finis ont fait leur apparition.

1.2.1.3 Point de vue macroscopique

La modélisation ne s'attache plus à définir les phénomènes à l'interface outil-pièce, mais définit la réponse globale du système (Pièce-Outil-Machine) et nous permet d'envisager ses déformations lorsqu'il est soumis aux efforts de coupe. Ce point de vue est, par exemple, utilisé lors de l'acquisition des efforts de coupe où les efforts agissent sur le système outil-platine. La mesure est faite en considérant le système complet et les phénomènes à l'interface outil-copeau ne sont jamais considérés. Dans le cadre du tournage, cette approche peut être utilisée dans l'analyse des phénomènes vibratoires ([Bisu 07]). Cette approche globale de la réponse d'un système à des conditions données peut s'avérer intéressante dans la modélisation du comportement d'un système en milieu industriel.

1.2.1.4 Bilan des points de vue

Le choix du point de vue reste fonction du niveau étudié et des réponses attendues. Le point de vue microscopique nous permet de comprendre le processus de coupe par l'aspect métallurgique. A l'échelle mésoscopique, seuls les phénomènes entre l'outil et le matériau sont traités. Enfin, la réponse du système soumis à des sollicitations correspond à une approche macroscopique.

Comme avancé précédemment, l'objectif des travaux est l'amélioration de l'usinabilité du Ti5553 et ce point passe par la modélisation des efforts de coupe et la compréhension du processus de coupe. Il est alors nécessaire de choisir un point de vue nous approchant le plus possible de la zone outil-matière. Pour cela, deux niveaux d'étude sont envisageables : les points de vue microscopiques et mésoscopiques. Dans la mesure où l'extrapolation des efforts de coupe par une approche microscopique semble complexe et peu adaptée au milieu industriel, notre choix s'est porté vers le point de vue mésoscopique.

1.2.2 Les méthodes de modélisation

Une fois notre échelle d'étude déterminée, nous allons nous attacher à déterminer la méthode de modélisation. Comme le montre la figure 1.1, l'état de l'art définit les différentes méthodes en fonction du point de vue retenu. Nous présenterons brièvement les méthodes empiriques, analytiques et numériques.

1.2.2.1 Les méthodes empiriques

Les méthodes empiriques s'appuient sur la notion de coefficient spécifique de coupe (K_c). Ce dernier est ainsi utilisé comme une constante définie à chaque contexte d'usinage (outil, matière, opérations d'usinage et conditions de coupe). L'effort de coupe est alors le produit de la section du copeau et du coefficient spécifique de coupe (K_c).

Des premiers travaux ont permis d'observer la relation entre l'effort et la section de coupe [Sabberwall 61]. D'autres travaux utilisant le coefficient spécifique de coupe ont ensuite permis d'intégrer d'autres paramètres comme les conditions de coupe. K_c n'est alors plus constant, mais dépendant des engagements d'outils, de la vitesse de coupe ou de la vitesse d'avance. Ce coefficient s'est ensuite complexifié en intégrant les géométries de brise-copeaux ([Zhu 99], [Deshayes 07]), les préparations d'arêtes ([Ranganath 07]) ou des géométries de coupe complexes ([Endres 95a, Endres 95b, Bissey 05]).

Les efforts étant fonction de la section coupée et d'un coefficient, cette approche reste extrêmement intéressante pour une détermination rapide des efforts de coupe. Cependant, les méthodes empiriques étant toujours définies pour un couple outil-matière, leurs domaines de validité restent extrêmement restreints. Nous pouvons considérer que ce type de modèle représente la coupe de façon globale dans la mesure où il ne considère aucun autre élément que l'outil et les efforts de coupe. De plus, l'intégralité des phénomènes de coupe (déformations, frottements...) est englobée dans un coefficient qui ne permet pas, par exemple, de définir la température de coupe à l'interface outil-copeau.

1.2.2.2 Les méthodes analytiques

Les méthodes analytiques se basent sur l'étude phénoménologique du processus de coupe. La modélisation de [Merchant 44] est historiquement la plus ancienne. Elle s'appuie sur les hypothèses simplificatrices de la coupe orthogonale où un plan de cisaillement sépare la matière brute et le copeau. [Albrecht 60] a été le premier à intégrer l'effet de la préparation d'arête. En effet, ses observations ont montré un phénomène de refoulement à la pointe de l'arête dès que celle-ci n'avait pas une acuité parfaite. [Lee 51] a développé un modèle de coupe en utilisant la méthode des lignes de glissement. D'autres modèles plus complexes utilisant les lignes de glissement ont été établis par [Dewhurst 78] ou [Kudo 65]. En s'inspirant de la méthode de [Rapier 54], [Boothroyd 63] a été le premier à présenter une modélisation thermomécanique de la coupe. Le modèle de [Oxley 89] utilise ces travaux pour décrire la thermique de la coupe. Il a intégré la sensibilité du matériau à l'écrouissage, aux déformations et à la température. [Gilormini 82] a proposé lui aussi une modélisation thermomécanique où le profil de vitesse est modifié près de l'arête de coupe. [Dudzinski 97] a développé une modélisation dans laquelle il considère que le processus de coupe se produit dans le plan de cisaillement primaire.

L'intérêt de la méthode analytique réside dans l'importance du nombre de modèles développés. A l'inverse des méthodes empiriques, le processus de coupe n'est plus défini de manière globale comme étant une relation entre l'outil et la matière, mais comme un processus thermomécanique où des contraintes apparaissent sous l'action de déformations, de vitesses de déformation et de températures. Il n'est alors plus nécessaire de connaître des coefficients propres au matériau et à l'outil pour définir les efforts de coupe.

1.2.2.3 Les méthodes numériques

Afin de mieux comprendre et de visualiser les phénomènes de coupe, de nombreux modèles numériques ont été développés grâce à l'évolution rapide de l'informatique. Les méthodes numériques permettent d'étudier les comportements non linéaires de la coupe lorsque les vitesses de déformation sont élevées et engendrent de grandes déformations. Les modélisations de la diffusion thermique, de la mécanique du contact à l'interface outil-copeau et du couplage thermomécanique du frottement ont pu être envisagées. L'utilisation des éléments finis permet de passer de la modélisation 2D à la modélisation 3D. Les méthodes récentes utilisent un remaillage adaptatif et des critères de séparation du copeau afin d'obtenir des modèles plus réalistes. Ces méthodes s'appuient sur trois modèles numériques : le modèle Lagrangien ([Advantage]), le modèle Eulérien ([Chalfoun 00]) et la formulation arbitraire Lagrangienne-Eulérienne ([Joyot 94] et [Pantalé 96]).

Les méthodes numériques permettent une très bonne compréhension des phénomènes liés à la coupe. Elles nécessitent cependant l'identification de nombreux critères afin de tenir compte des aspects thermoviscoplastiques. Le comportement du matériau doit être identifié par une loi de comportement. Une loi de frottement adaptée aux conditions de pressions et de températures où les caractéristiques thermiques d'un outil non homogène sont également des éléments à définir précisément pour assurer la fiabilité du modèle. Il existe cependant de plus en plus de nouveaux logiciels simples d'utilisation où l'ensemble de ces paramètres est directement intégré. Par exemple, le logiciel FEM Thirdwave System permet de définir le processus de coupe à partir d'une loi de comportement issue d'essais d'usinage.

1.2.2.4 Bilan des méthodes

Nous avons vu les différentes méthodes utilisables à l'échelle mésoscopique. La méthode empirique est simple d'utilisation, mais son domaine de validité reste extrêmement restreint et nécessite un grand nombre d'essais. La méthode analytique présente l'intérêt de se concentrer sur les phénomènes liés au processus de coupe. Enfin, la méthode numérique offre la plus grande précision en terme de définition du processus, mais elle nécessite la connaissance de nombreuses lois pour garantir des résultats fiables.

Comme nous l'avons souligné dans l'introduction, l'objectif est de modéliser les efforts de coupe, mais également de quantifier le niveau des phénomènes annexes comme la température, la contrainte dans les différentes zones de cisaillement ou le coefficient de frottement. Toutes les méthodes présentées permettent d'obtenir les efforts de coupe. Cependant, les méthodes empiriques se limitent à définir une relation entre la section de coupe et un coefficient obtenu expérimentalement. L'ensemble des phénomènes est alors intégré dans un coefficient où il est difficile de séparer leurs influences. Notre choix se limite alors aux méthodes numériques et analytiques. Cette dernière semble être la plus adaptée au milieu industriel pour sa simplicité de mise en oeuvre et d'utilisation.

1.2.3 Les modélisations d'efforts de coupe

Les parties précédentes nous ont permis de définir les points de vue et les méthodes à employer. Dans cette partie, nous aborderons rapidement les différentes modélisations afin de choisir la plus adaptée.

La modélisation de [Merchant 44] est le premier niveau de modélisation analytique. Elle permet un calcul rapide des efforts de coupe et des grandeurs mises en jeu. Cependant,

elle repose sur de nombreuses hypothèses et restrictions. En effet, Merchant a développé son modèle à partir de la coupe orthogonale, peu représentative des outils coupants de production. Il fait également l'hypothèse d'un changement brusque de la vitesse dans la zone primaire engendrant une zone plane. Des travaux ont permis d'observer que le changement de vitesse n'était pas brusque mais progressif, induisant une zone primaire d'une certaine épaisseur ([Oxley 89], [Gilormini 82], [Dudzinski 97]). Le modèle développé par Merchant s'appuie sur un comportement plastique parfait du matériau, or le processus de coupe thermomécanique rend cette hypothèse difficilement applicable.

[Lee 51] a développé un modèle d'effort de coupe en utilisant les lignes de glissement et en considérant un comportement plastique du matériau parfait. Pour cela, il définit un champ de lignes de glissement homogène dans une zone comprise entre le plan de cisaillement primaire et la zone de contact entre l'outil et le copeau. Il considère que le glissement à l'interface outil-copeau est le siège d'un frottement de Tresca et l'angle de cisaillement (ϕ) a été fixé à $\pi/4$ et comme Merchant, aucune considération thermomécanique n'est effectuée.

[Gilormini 82] a proposé un nouveau profil du champ de déformation dans les zones primaires et secondaires. Il a défini un plan de cisaillement en deux parties : une première partie plane et une seconde courbée au voisinage de l'arête de coupe. Le principe de sa modélisation repose sur le calcul de deux sources de puissance mécanique dissipées dans les deux zones définies. Son analyse reste extrêmement intéressante mais son modèle thermique s'appuie sur une fonction d'interpolation dont l'auteur n'a pas expliqué la source.

La modélisation thermomécanique de la coupe de [Oxley 89] intègre l'écrouissage dynamique. Il a basé ses calculs non seulement sur des zones de cisaillement présentées figure 1.2 mais aussi à partir de l'équation de l'équilibre du copeau et de l'hypothèse d'uniformité des contraintes à l'interface outil-copeau. Le principe utilisé est l'analyse des contraintes le long du plan de cisaillement primaire et de l'interface outil-copeau. La modélisation d'Oxley présente plusieurs intérêts comme l'étude phénoménologique du processus de coupe dans les trois zones de cisaillement et l'intégration des phénomènes thermomécaniques. La modélisation permet également de calculer les déformations, les vitesses de déformation ainsi que les températures en fonction des conditions de coupe et d'engagement. Dans ses travaux, [Ozel 06] a comparé plusieurs modélisations sur l'usinage du Ti64 en se basant sur les efforts et les températures de coupe. Il établit que le modèle le plus juste est celui développé par Oxley.

Les hypothèses d'Oxley sont les suivantes :

- la zone de cisaillement primaire est délimitée par deux plans parallèles dont le plan moyen et également plan de symétrie est celui défini par Merchant,

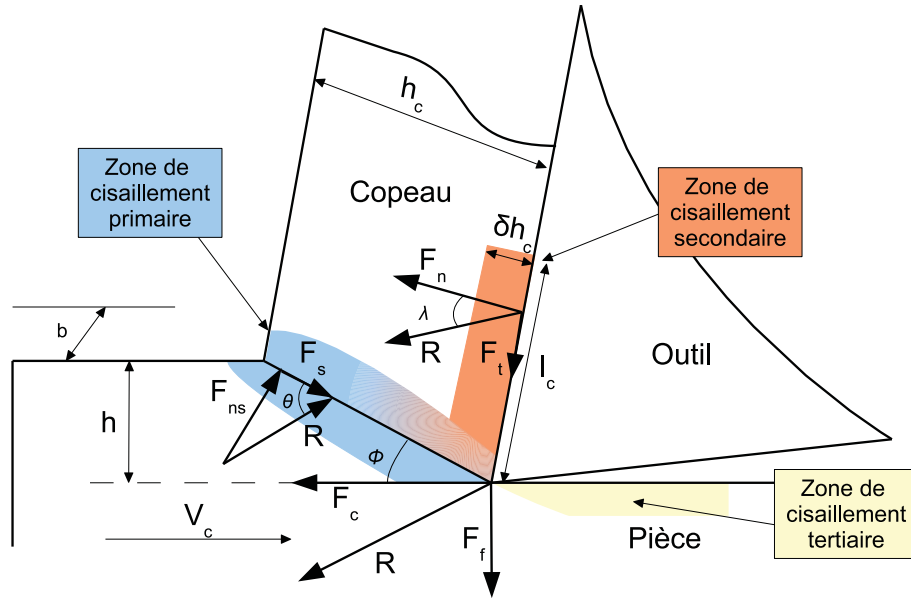


FIGURE 1.2 – Zones de cisaillement selon [Oxley 89]

- il existe de fortes contraintes normales dans la zone de cisaillement secondaire (interface outil-copeau) engendrant une adhérence du copeau sur la face de coupe de l'outil, cette adhérence crée un cisaillement du copeau,
- la zone de cisaillement secondaire et le plan moyen de la zone de cisaillement primaire sont des plans de contraintes et de déformations maximales,
- les températures et les vitesses de déformation sont constantes dans le plan moyen de cisaillement primaire.

Oxley a utilisé la méthode de Merchant pour définir les efforts de cisaillement (F_s) dans le plan de cisaillement primaire. Nous emploierons l'indice "ab" pour tous les phénomènes se passant dans le plan moyen de cette zone.

Zone de cisaillement primaire

$$F_s = bl_{ab}\tau_{ab} = \frac{bh}{\sin(\phi)}\tau_{ab} \quad (1.1)$$

b est la largeur de coupe, l_{ab} longueur du plan de cisaillement primaire, τ_{ab} la contrainte dans le plan de cisaillement primaire, ϕ l'angle de cisaillement et h l'épaisseur de copeau.

Les valeurs de l'angle de cisaillement et de la contrainte sont obtenues par itération (Algorithme présenté en Annexe 1). Elles seront calculées pour que les efforts dans le plan de cisaillement et à l'interface outil-copeau soient en équilibre. Comme pour Merchant, la résultante de l'effort de coupe (R) ainsi que ses deux composantes (F_c) et (F_f) sont

exprimées à partir de l'effort de cisaillement (F_s) (équation 1.1).

$$R = \frac{F_s}{\cos(\theta)} \quad (1.2)$$

$$Fc = R\cos(\lambda - \alpha) \quad (1.3)$$

$$F_f = R\sin(\lambda - \alpha) \quad (1.4)$$

où λ est l'angle d'écoulement du copeau, α est l'angle de coupe et θ représente l'angle entre la résultante (R) et l'effort de cisaillement (F_s). [Oxley 89] montre qu'une estimation de l'angle (θ) peut être faite en fonction des propriétés mécaniques du matériau.

La déformation dans la zone de cisaillement primaire est obtenue à partir de la définition de la déformation totale. Oxley fait l'hypothèse d'un taux de déformation (ε_{ab}) symétrique par rapport au plan de cisaillement moyen (1.5).

$$\varepsilon_{ab} = \frac{1}{2} \frac{\cos(\alpha)}{\sin(\phi)\cos(\phi - \alpha)} \quad (1.5)$$

Il suppose que la vitesse de déformation ($\dot{\varepsilon}_{ab}$) est proportionnelle à la vitesse de cisaillement (V_s) :

$$\dot{\varepsilon}_{ab} = \frac{C_o V_s}{l_{ab}} \quad (1.6)$$

C_o correspond à une constante empirique qui peut être déterminée de façon itérative. Pour l'acier, Oxley fixe cette valeur à 5,9 (Annexe 1).

Nous allons à présent définir la température dans le plan de cisaillement. Pour définir les contraintes dans le plan de cisaillement primaire, on utilise la loi de Norton-Hoff (équation 1.7).

$$\sigma = \sigma_I \varepsilon^n \quad (1.7)$$

Oxley utilise également le concept de la vitesse de déformation modifiée par la température (équation 1.8).

$$T_{mod} = T \left(1 - v \log \left(\frac{\dot{\varepsilon}_{ab}}{\dot{\varepsilon}_o} \right) \right) \quad (1.8)$$

où T_{mod} est la température modifiée, T la température de coupe, $\dot{\epsilon}$ la vitesse de déformation et $\dot{\epsilon}_o$ et v des constantes.

Pour la détermination de la température dans le plan de cisaillement (T_{ab}), Oxley utilise l'expression :

$$T_{ab} = T_{amb} + \frac{(1 - \beta)F_s \cos(\alpha)}{\rho C_p h w b \cos(\phi - \alpha)} \quad (1.9)$$

où T_{amb} est la température ambiante, C_p la chaleur spécifique et β un coefficient thermique déterminé en fonction des propriétés mécaniques du matériau (Annexe 1).

Zone de cisaillement secondaire

Oxley définit les grandeurs physiques dans la zone de cisaillement secondaire. L'intégralité des calculs liés à cette zone est détaillée dans l'Annexe 1. Nous pouvons cependant effectuer un rapide bilan du modèle :

- dans le copeau, la température la plus élevée est située à l'interface outil-copeau. L'adoucissement thermique y est alors plus important,
- la matière se déforme plus vite à l'interface outil-copeau du fait de la température plus importante. Cependant, Oxley prévoit une vitesse uniforme dans la zone (δh_c) (figure 1.2). Le facteur δ peut être défini de différentes manières (expérimentales ou numériques). Dans ses travaux, Oxley propose un algorithme basé sur la minimisation du travail de coupe où δ est défini par itération,
- l'estimation de la température moyenne à l'interface outil-copeau est basée sur des coefficients empiriques dont la validité est fonction des conditions de coupe,
- le modèle ne permet pas de déterminer la distribution de la température le long de la face de coupe.

Conclusion sur la modélisation d'Oxley

L'analyse des travaux d'Oxley permet d'observer une diminution des efforts, du frottement et une augmentation de l'angle de cisaillement avec la vitesse de coupe. Cependant, quelques critiques peuvent être portées. Pour la modélisation des phénomènes dans la zone de cisaillement primaire, Oxley ne prend pas en compte les effets de l'inertie thermique, il utilise une relation empirique afin de déterminer la vitesse de déformation. La vitesse est supposée maximale au niveau du plan moyen indépendamment des conditions de coupe et des paramètres thermomécaniques. Il admet que dans le cas d'un contact collant à l'interface outil-copeau, la condition de conservation de flux de matière entraîne que la zone de cisaillement primaire devienne tangentielle à la vitesse de coupe. Cette dernière

hypothèse induit un angle de cisaillement nul or pour estimer la pression hydrostatique à la pointe de l'outil, le plan de cisaillement est supposé normal à la face de coupe. Des essais ont montré que l'algorithme développé par Oxley peut définir plusieurs valeurs pour l'angle de cisaillement. En ce qui concerne les phénomènes dans la zone de cisaillement secondaire, il base l'estimation de la température moyenne à l'interface outil-copeau sur des coefficients empiriques ce qui ne permet pas d'obtenir des informations sur la distribution de la température le long de la face de coupe de l'outil.

Pour la loi de comportement, Oxley se base sur la loi de Norton-Hoff modifiée (équation 1.7) . Il existe cependant des lois intégrant directement l'ensemble des phénomènes observés en usinage. Il peut être intéressant d'utiliser des lois de type Johnson-Cook plus complètes.

Oxley a fondé sa modélisation sur des grandeurs physiques expérimentales comme la longueur de contact (l_c) et l'angle de frottement (θ) validées expérimentalement sur l'acier. En ce qui concerne les alliages de titane, nous ne pouvons pas vérifier si la définition de ces grandeurs (l_c , θ) est adaptée aux alliages de titane. [Ozel 06] a validé la modélisation d'Oxley comme étant la plus proche expérimentalement pour le Ti64 mais son analyse se limite aux efforts de coupe.

L'ensemble des modèles présentés se base sur une première hypothèse forte. Ils considèrent que les outils possèdent une arête parfaite, or la majorité des outils utilisés actuellement possèdent une préparation d'arête. Dans ses travaux, [Fang 05c] a montré que la préparation d'arête peut engendrer une modification de la norme de la résultante de l'effort et de sa direction. Afin d'obtenir une modélisation proche de la réalité permettant de comprendre le processus de coupe, il est essentiel d'intégrer ce dernier paramètre.

1.2.4 Apports à la modélisation

L'objectif de cette partie est de renforcer la modélisation d'Oxley pour l'usinage des alliages de titane. Nous dresserons un bilan des compléments que nous pouvons apporter. Cette partie se décompose en plusieurs points. Tout d'abord, nous aborderons les modèles d'effort de coupe intégrant des préparations d'arête. Nous verrons ensuite les lois de comportements et les moyens de les intégrer dans la modélisation d'Oxley. Nous terminerons par les modélisations de longueur de contact et celles concernant le coefficient de frottement à l'interface outil-copeau.

1.2.4.1 Les modélisations intégrant les préparations d'arête

La plupart des outils utilisés ont une préparation d'arête, il est alors essentiel de connaître leur influence. Les travaux de [Ranganath 07] et [Fang 05c] montrent que leur négligence peut engendrer une erreur dans la définition des efforts de coupe, mais surtout sur la répartition des deux composantes (F_c et F_f). Dans l'analyse du processus de coupe, l'estimation des efforts de coupe engendrés par une préparation d'arête ne doit pas être négligée. Il existe plusieurs types de préparation d'arêtes : les préparations rayonnées et les préparations chanfreinées.

Préparation d'arête rayonnée

Pour les arêtes rayonnées, [Albrecht 60] a été le premier à montrer son influence et à l'intégrer dans la modélisation. Il constate que les arêtes de coupe ne sont pas toujours parfaitement affûtées et montre l'existence d'un défaut appelé préparation d'arête. A présent, la préparation d'arête n'est plus considérée comme un défaut mais comme un renfort. Il explique l'apparition d'un effort supplémentaire dirigé vers la pièce appelé effort de poussée. D'autres travaux réalisés par [Sarwar 81], [Rubenstein 90] et [Endres 95b] utilisent ce principe pour définir les efforts de coupe en fonction de l'usure des outils.

[Karpát 08] a développé une modélisation basée sur l'analyse des lignes de déformation et sur les travaux de [Komanduri 00]. [Waldorf 06] a établi une approche permettant de quantifier les efforts dus à la préparation d'arête. Le modèle de [Manjunathaiah 00] s'appuie sur les lignes de déformation. Il a cependant considéré que l'arête rayonnée était assimilée à un chanfrein. [Fang 05c] a également développé un modèle basé sur les lignes de glissement.

A notre connaissance, il existe peu de modèles analytiques permettant de décrire l'ensemble des phénomènes liés la préparation d'arête lors de la coupe. Ce faible engouement peut être expliqué par l'apparition des modèles numériques permettant de retranscrire entièrement le processus de coupe plus complexe lorsqu'une préparation d'arête est intégrée. Nous avons choisi d'utiliser le modèle de Waldorf surtout pour sa simplicité de mise en oeuvre.

Waldorf a basé sa modélisation sur l'analyse des lignes de glissement et sur une estimation des efforts de coupe induits par la préparation d'arête :

$$\begin{aligned} F_c^{arête} &= \tau b r_e \tan\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\alpha}{2}\right) \\ F_f^{arête} &= \tau b \left(1 + \frac{\pi}{2}\right) r_e \tan\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\alpha}{2}\right) \end{aligned} \quad (1.10)$$

Préparation d'arête chanfreinée

Comme pour la préparation d'arête rayonnée, peu de modèles semblent aborder ce point. [Ren 00] a développé un modèle analytique complet où la préparation d'arête chanfreinée est insérée. Il utilise la modélisation d'Oxley où il associe l'influence d'une zone morte. Cette dernière se situe sous la préparation d'arête et se caractérise par des vitesses de déformation faibles. [Karpas 08] et [Fang 05a] ont défini une modélisation des outils à préparation d'arête chanfreinée. Leurs travaux s'appuient sur les modèles de bandes de cisaillement. Ils ont émis cependant l'hypothèse qu'aucune zone morte n'apparaissait sous la préparation d'arête.

Comme pour la préparation d'arête rayonnée, ce faible engouement pour les modélisations analytiques intégrant la préparation d'arête peut s'expliquer par la complexité des phénomènes qu'elle engendre et par la multiplication des modèles numériques ([Movahhedy 02]).

Comme pour la modélisation des outils à arête parfaite, nous avons choisi d'utiliser un modèle analytique. Le modèle de Ren inspiré de la méthode d'Oxley nous semble être dans la continuité du premier modèle.

Il est basé sur le principe que l'effort de coupe global est la somme des efforts engendrés par un outil sans préparation d'arête et des efforts induits par la préparation d'arête.

$$\begin{aligned} F_c^{arête} &= (\tau_{zm} \cos(\phi) + \sigma_{zm} \sin(\phi)) \frac{b_{zm} \sin(\alpha_{zm}) b}{\cos(\phi)} \\ F_f^{arête} &= (\sigma_{zm} \cos(\phi) - \tau_{zm} \sin(\phi)) \frac{b_{zm} \sin(\alpha_{zm}) b}{\cos(\phi)} \end{aligned} \quad (1.11)$$

1.2.4.2 La longueur de contact

Elle représente la longueur de contact entre le copeau et la face de coupe. Son rôle est essentiel dans la thermique du processus de coupe. Elle se caractérise par une marque laissée sur la face de coupe dont les stries sont parallèles à la direction de l'écoulement du copeau. L'objectif de cette partie est d'identifier les modèles existants et de vérifier leur application sur les alliages de titane.

L'ensemble des modélisations est résumé dans la table 1.1. La modélisation de [Kato 72] est la plus simple. Dans ses travaux, il montre la relation linéaire entre la longueur de contact et l'épaisseur du copeau. D'autres modèles plus élaborés comme ceux de [Marinov 99] et [Sutter 05] s'appuient sur une relation entre l'avance et l'épaisseur du copeau. [Poletika 69] et [Abdulaze 62] ont observé une relation linéaire entre l'avance et le rapport entre l'avance et l'épaisseur du copeau. [Stephenson 97] a montré que la longueur l_c peut être fonction de l'épaisseur du copeau et de la vitesse de coupe. Les modèles de [Lee 51] et [Vinogradov 85] utilisent l'angle de cisaillement, l'angle de coupe

et l'avance. Il existe également des modèles plus élaborés qui nécessitent l'acquisition des efforts de coupe. [Tay 76] a basé son modèle sur l'angle d'inclinaison entre les composantes de l'effort de coupe. Oxley fait, quant à lui, intervenir l'écoulement du matériau dans sa modélisation.

Tous les travaux présentés précédemment concernent l'acier. Seuls Kato et Poletika ont étendu leurs travaux à d'autres matériaux comme l'aluminium, le cuivre et ses alliages (tableau 1.1).

A notre connaissance, il n'existe pas de modélisation de la longueur de contact pour les alliages de titane. Afin de s'assurer de la justesse de ces modèles pour notre contexte, une phase expérimentale est nécessaire.

Auteurs	Modélisations de la longueur de contact	Matériaux dédiés
[Lee 51]	$l_c = \frac{h\sqrt{2}}{\sin\phi \cdot \sin(\frac{\pi}{4} + \phi - \alpha)}$	Aciers standards
[Abdulaze 62]	$l_c = 2h [\lambda(1 - \tan\alpha) + \sec\alpha]$	Aciers standards
[Poletika 69]	$l_c = h [2.05\lambda - 0.55]$	Acier, Cuivre, Bronze
[Kato 72]	$l_c = 2h_c$	Aluminium, Cuivre, Zinc
[Tay 76]	$l_c = \frac{h\sin\theta}{\cos\alpha\sin\phi}$	Aciers standards
[Vinogradov 85]	$l_c = \frac{h\sin(\frac{\pi}{4})}{\sin\phi\sin(\frac{\pi}{4} + \phi - \alpha)}$	Aciers standards
[Oxley 89]	$l_c = \frac{h\sin\theta}{\cos\alpha\sin\phi} \left\{ 1 + \frac{C_0 n}{3[1+2(\frac{\pi}{4} - \phi) - nC_0]} \right\}$	Acier à faible pourcentage de carbone
[Zhang 91]	$l_c = 9.677 \times 10^{-5} h^{0.515} V_c^{-0.065} (\frac{\pi}{2} - \alpha)^{0.733}$	AISI 1045
[Stephenson 97]	$l_c = 0.485 + 0.0028V_c$	AISI 1018
[Marinov 99]	$l_c = 1.61h_c - 0.28h$	AISI 1018
[Sutter 05]	$l_c = 1.92h_c - 0.09h$	XC 18

Table 1.1 – Récapitulatif des modélisations de la longueur de glissement entre le copeau et la face de coupe

1.2.4.3 Coefficient de frottement

Dans le cas de la coupe orthogonale, le coefficient de frottement caractérise le rapport entre l'effort normal et l'effort tangentiel sur la face de coupe. Oxley utilise les coefficients (λ et θ) afin d'établir une relation entre l'effort de cisaillement et les composantes de l'effort de coupe (équation 1.2, 1.3 et 1.4 page 34). Il base son analyse sur une relation entre l'angle de cisaillement (ϕ), l'angle de coupe (α) et des coefficients propres aux matériaux (C_o et n).

$$\begin{aligned} \tan(\theta) &= 1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) - C_o n \\ \lambda &= \theta - \phi + \alpha \end{aligned} \quad (1.12)$$

Comme pour la longueur de contact, nous pouvons nous interroger sur la justesse de ces coefficients pour les alliages de titane. L'objectif de cette partie est de dresser un état des lieux des méthodes de vérifications et si nécessaire de proposer des alternatives à l'expression d'Oxley. D'après [Rech 06], le coefficient de frottement peut être fonction de la nature du revêtement, de l'état de surface mais actuellement aucun article ne présente de valeurs pour le cas du Ti5553.

Une première technique utilisée par [Jaspers 01] et [Poulachon 07] consiste à utiliser l'essai Quick-Stop combiné à une analyse post mortem du copeau permettant d'établir les coefficients de frottement à partir de l'écoulement du copeau. [Lee 51] a développé une méthode qui a permis d'observer une répartition non uniforme des contraintes sur la face de coupe. Ces techniques semblent très intéressantes, mais trop lourdes à mettre en place. Une autre méthode est l'utilisation d'une relation définissant le coefficient de frottement à partir des composantes de l'effort de coupe ([Merchant 44]) :

$$\mu = \frac{F_c \tan(\alpha) + F_f}{F_c - F_f \tan(\alpha)} \quad (1.13)$$

Cette technique nécessite d'utiliser des outils avec une préparation d'arête minimale. Elle ne permet pas de prendre en compte les différences de chargement montrées dans les travaux de [Lee 51]. Toutefois avec peu de moyens expérimentaux (platine de mesure d'efforts), elle permet de vérifier rapidement les valeurs du coefficient de frottement pour différents matériaux. Ce dernier point est essentiel surtout quand de nombreux matériaux de coupe sont utilisés. Pour ces différentes raisons, nous avons fait le choix d'utiliser cette relation.

La partie suivante va s'attacher à dresser un bilan des modèles de coefficient de frottement si le coefficient proposé par Oxley ne convient pas. Pour définir ce coefficient, l'état de l'art

fait apparaître deux grandes méthodologies. La première est la définition des coefficients basée sur des essais d'usinage. La seconde combine des essais d'usinage et une analyse tribologique. Cette dernière technique ne semble pas adaptée au milieu industriel dans la mesure où elle nécessite de nombreux moyens expérimentaux. Nous limiterons notre étude aux méthodes basées sur des essais d'usinage.

Merchant a utilisé le coefficient de Coulomb pour définir le coefficient de frottement. Cette approche simple à mettre en oeuvre ne représente pas une technique de prédiction mais plutôt de vérification. [Childs 97] a proposé une première modélisation obtenue à partir de l'essai Quick-Stop et d'une analyse numérique.

$$\mu = \mu_o (1 + a\varepsilon^p) \quad (1.14)$$

où μ_o est le coefficient de frottement dans le cas où les deux matériaux en contact ont un comportement élastique, a est un coefficient dont la valeur est fonction de la vitesse d'avance et de la vitesse de coupe et ε^p est la déformation plastique équivalente. Dans ses travaux, il a démontré que la loi de Coulomb ne permet pas de prendre en compte les modifications de sollicitation en fonction de la zone sur la face de coupe.

[Moufki 98] a proposé une loi de frottement exprimée en fonction de la température moyenne de l'interface de frottement dont l'expression est donnée par :

$$\bar{\mu} = \mu_o \left(1 - \frac{T_{int} - T_o}{T_f - T_o} \right)^p \quad (1.15)$$

où μ_o , T_{int} , T_f et p sont respectivement, le coefficient de frottement global à T_o , la température moyenne à l'interface, la température du matériau usiné et un exposant qui dépend du matériau et de l'outil. L'intérêt de cette modélisation est l'intégration de la dépendance du coefficient de frottement à la température. Ce dernier point peut être intéressant dans la compréhension des phénomènes de frottement apparaissant lors de l'usinage de titane où les températures sont souvent importantes.

Ces méthodes constituent des alternatives intéressantes et plus complètes en terme de modélisation du processus de coupe sur la face de coupe. Elles permettent d'intégrer soit la température soit les vitesses de déformation, mais leurs définitions nécessitent toujours l'utilisation de méthodes complémentaires comme une analyse numérique.

1.2.4.4 Adaptation de la modélisation d'Oxley à la loi de Johnson-Cook

Les lois de comportement permettent de relier les sollicitations obtenues en usinage (déformation, vitesse de déformation et température) à la contrainte.

Oxley utilise une loi de type Norton Hoff afin de calculer les contraintes. Cette loi simple à utiliser ne permet pas d'intégrer toutes les sollicitations. Dans ses travaux, [Lalwani 09] a modifié le modèle d'Oxley afin d'intégrer la loi de Johnson-Cook (équation 1.16). La loi de Johnson Cook est une des plus employées pour simuler les phénomènes dynamiques. Elle permet d'établir la contrainte d'écoulement au sens de Von Mises grâce à la relation suivante :

$$\sigma = [A + B\varepsilon^n] \left[1 + C \log \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_o} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_w}{T_m - T_w} \right)^m \right] \quad (1.16)$$

où ε est la déformation plastique, $\dot{\varepsilon}$ la vitesse de déformation et T la température. Le premier terme est le terme statique où la constante A représente la limite élastique du matériau, la courbe d'écrouissage permet d'obtenir les valeurs de n et B . Le second terme correspond à la sensibilité dynamique et le troisième terme correspond à l'adoucissement thermique. Dans ce dernier terme, m est le coefficient d'adoucissement thermique ; T_w : la température ambiante et T_m : la température de fusion. La loi de Johnson-Cook présente l'intérêt d'être complète : en effet, elle regroupe toutes les sollicitations observées durant la coupe d'un matériau. De plus, la méthode d'obtention des constantes est facilitée par l'indépendance de chaque terme.

Les travaux de Lalwani ont permis d'introduire l'effet de la déformation, de la vitesse de déformation et de la température dans la modélisation. Pour cela, il s'inspire des travaux de [Adibi-Sedeh 03] afin de substituer le coefficient d'écrouissage (n) pour un nouveau coefficient équivalent (n_{eq}). Sa valeur est alors fonction de la sollicitation du matériau.

$$n_{eq} \approx \frac{nB\varepsilon_{ab}^n}{A + B\varepsilon_{ab}^n} \quad (1.17)$$

Ce coefficient est alors utilisé afin de redéfinir la longueur de contact (l_c) (équation 1.18), la contrainte normale (σ'_n) (équation 1.19) et l'angle (θ) (équation 1.20).

$$l_c = \frac{h \sin(\theta)}{\cos(\lambda) \sin(\phi)} \left(1 + \frac{C_o n_{eq}}{3 \left[1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) - C_o n_{eq} \right]} \right) \quad (1.18)$$

$$\sigma'_n = \tau_{ab} \left(1 + \left(\frac{\pi}{2} - 2\alpha - 2C_o n_{eq} \right) \right) \quad (1.19)$$

$$\tan(\theta) = 1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) - C_o n_{eq} \quad (1.20)$$

Cette approche est intéressante dans la mesure où les coefficients intègrent directement les sollicitations. Nous pouvons alors envisager une meilleure corrélation pour les nouveaux matériaux.

1.2.5 Conclusion

Les matériaux sont de plus en plus complexes et évoluent rapidement. Les phénomènes associés à leur coupe sont alors bien souvent méconnus. La modélisation choisie doit nous permettre de définir les efforts de coupe, comprendre le processus et être surtout adaptable aux alliages de titane. Sur l'ensemble des modèles présentés, notre choix s'est porté sur la modélisation d'Oxley. En effet, elle présente de nombreux avantages comme la description totale du processus de coupe en développant les contraintes et la thermique dans les deux zones de cisaillement. La compréhension du processus de coupe est alors facilitée. De plus, de nombreux travaux ont permis de montrer que d'autres lois de comportement plus complètes peuvent parfaitement être utilisées dans cette modélisation. Enfin, le dernier avantage est la possibilité d'intégrer des modifications à ce modèle comme la préparation d'arête ou le coefficient de frottement.

1.3 Les efforts de coupe en fraisage

Après avoir défini une modélisation pour le tournage, nous allons aborder les opérations de fraisage. Elles représentent une partie importante des travaux d'usinage de l'entreprise Messier-Dowty. La modélisation en tournage nous permet de comprendre le processus de coupe et d'optimiser les géométries d'outil. La problématique en fraisage est différente, l'objectif est à présent d'obtenir les efforts de coupe pour l'ensemble des références d'outils utilisés par l'entreprise en s'appuyant sur des résultats obtenus en tournage.

1.3.1 Bilan des points de vue, des méthodes et des domaines de modélisation pour le fraisage

Comme pour le tournage, nous allons dans un premier temps définir les points de vue, les méthodes et les domaines utilisés pour les modélisations d'efforts de coupe en fraisage.

1.3.1.1 Les différents points de vue

Dans le cas du fraisage, les concepts utilisés pour chaque point de vue sont identiques au tournage (figure 1.1). Ils s'appuient cependant sur des modélisations différentes où cette fois la discontinuité de la coupe intervient. L'utilisation du point de vue microscopique, où l'aspect métallurgique est considéré, est impossible en fraisage ([Bissey 05]). L'échelle mésoscopique s'attache à définir les phénomènes entre l'outil et la pièce. L'échelle macroscopique considère l'ensemble de la machine sans pour autant se focaliser sur l'aspect processus de coupe. Par exemple, elle s'attache à définir les phénomènes tels que les vibrations en usinage ([Altintas 95]). Comme pour le tournage, la modélisation de fraisage sera réalisée à l'échelle mésoscopique. Ce choix nous permet de rester dans la continuité de la modélisation du tournage et de nous concentrer sur les phénomènes liés au processus de coupe.

1.3.1.2 Les différentes méthodes

Pour les méthodes empiriques, l'effort de coupe est obtenu à partir du produit du coefficient spécifique de coupe et d'une section évolutive en fraisage. Les modèles se basent sur la méthode de discrétisation de l'arête de coupe. L'effort global est ainsi obtenu à partir de l'intégration d'efforts élémentaires ([DeVor 80]). Cette méthode autorise la modélisation de nombreuses géométries. Les phénomènes annexes comme la température ne sont alors jamais pris en compte.

A notre connaissance, les méthodes analytiques sont faiblement utilisées en fraisage malgré le grand nombre d'informations intégrées. Des travaux se basant sur la modélisation de la coupe orthogonale réalisée par Oxley ont été développés ([Junz-Wang 02]). [Fontaine 04] a, quant à lui, développé une modélisation thermomécanique du fraisage de forme (formes gauches). Il s'est appuyé sur la modélisation de la coupe orthogonale développée par [Moufki 04]. Ce type de modèles étant basé sur l'étude phénoménologique, l'influence de la préparation d'arête, de la coupe oblique ou de l'évolution de la section sont autant de points à connaître.

L'apparition des méthodes numériques permet de considérer de nombreux aspects comme le processus de coupe, la flexion d'outil ou l'état de surface obtenu. Ce type de modèle reste extrêmement intéressant dans la compréhension globale du processus de coupe.

Notre choix est de développer une modélisation pour le plus grand nombre de références d'outils possible, portable (utilisable sans recourir à des systèmes de calcul lourds) et permettant d'obtenir des réponses approchées avec des temps de calcul limités. Nous avons

choisi d'utiliser une méthode empirique. Cette dernière nous permet d'obtenir les efforts de coupe pour un maximum de géométries d'outil, un maximum de géométries de coupe et des temps de calcul qui semblent être faibles. Il est cependant nécessaire d'optimiser la définition des coefficients afin d'intégrer certains facteurs comme la préparation d'arête.

1.3.1.3 Les domaines de modélisation

La modélisation du fraisage nous amène également à nous interroger sur le domaine de modélisation. Comme nous l'observons sur la figure 1.1 (page 27), plusieurs domaines sont envisageables : le domaine statique, le domaine quasi-statique et le domaine dynamique.

En statique, l'accélération ou la position angulaire de l'outil ne sont alors jamais considérées. Dans le cadre du fraisage, l'engagement de la dent varie avec sa position angulaire. Ce domaine est alors réservé au tournage et s'avère inadapté au fraisage.

Les modélisations développées dans le domaine quasi-statique permettent de prendre en compte la variation de l'engagement de la dent. Elles s'accompagnent d'hypothèses de rigidité faites pour l'outil et la pièce, elles n'intègrent pas l'environnement machine et ne permettent pas la prise en compte du comportement vibratoire du système Pièce-Outil-Machine. Le calcul des efforts est alors réalisé sur des intervalles de temps correspondant à des positions angulaires identifiées de la fraise.

Dans le domaine dynamique, les calculs d'efforts de coupe sont réalisés en considérant des incréments de temps très rapprochés, mais surtout en prenant en compte l'accélération et la masse du système. Il est nécessaire de réaliser une caractérisation temporelle du système Pièce-Outil-Machine. Ce type de modélisation est, par exemple, utilisé pour comprendre les vibrations obtenues en usinage (théorie des lobes de stabilité [Altintas 95]).

Notre choix s'est porté vers le seul domaine nous permettant de nous concentrer sur la zone outil-matière avec une évolution de la section de coupe : le domaine quasi-statique.

1.3.2 Classification et présentation des outils de fraisage

Nous avons effectué un rapide bilan des différents outils utilisés par l'entreprise Messier-Dowty que nous avons classés suivant la famille (fraise cylindrique ou fraise de forme) et le type (monobloc ou porte plaquettes) (figure 1.3). Cette classification n'intègre pas la géométrie de coupe (angle de coupe, préparation d'arête).

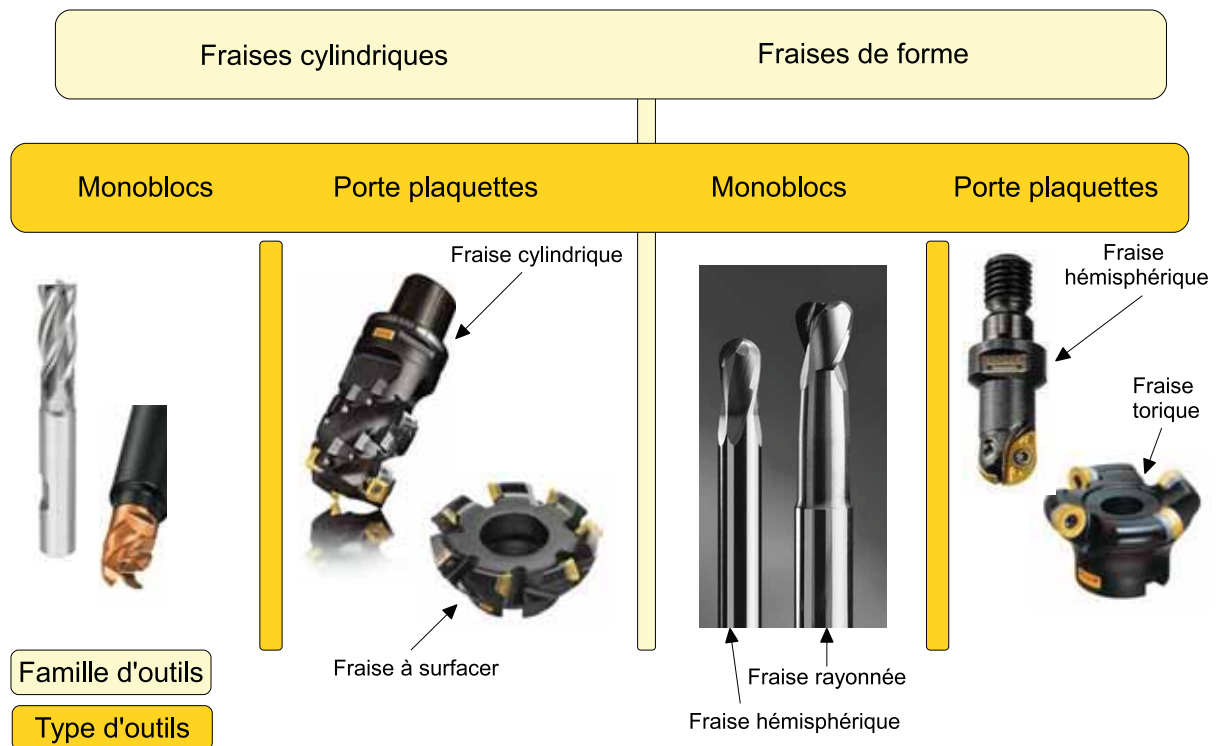


FIGURE 1.3 – Familles et types d'outils possibles

Au niveau de l'état de l'art de la modélisation des efforts de coupe, nous avons fait le choix de classer les outils en plusieurs familles :

1. les outils monoblocs (arête continue),
2. les outils cylindriques à plaquettes rapportées
3. les outils hémisphériques à plaquettes rapportées.

Cette classification est liée à la méthode d'obtention des efforts de coupe (figure 1.4). Pour les outils monoblocs, l'effort de coupe est toujours obtenu en intégrant des efforts élémentaires issus d'éléments discrétisés de hauteur dz . La seule différence entre les outils cylindriques et les outils de forme est l'évolution de l'élément discrétisé.

Pour les outils monoblocs, les efforts de coupe sont la somme des efforts élémentaires. Pour les outils cylindriques à plaquettes rapportées, les efforts de coupe sont définis comme étant la somme des efforts appliqués sur chaque plaquette à une position angulaire donnée. Pour les outils de forme à plaquettes rapportées, la définition de l'effort de coupe est un compromis entre les deux précédentes familles. L'arête de chaque plaquette est discrétisée en différents éléments de hauteur dz . L'effort de coupe est alors la somme des efforts de chaque plaquette en contact avec la matière.

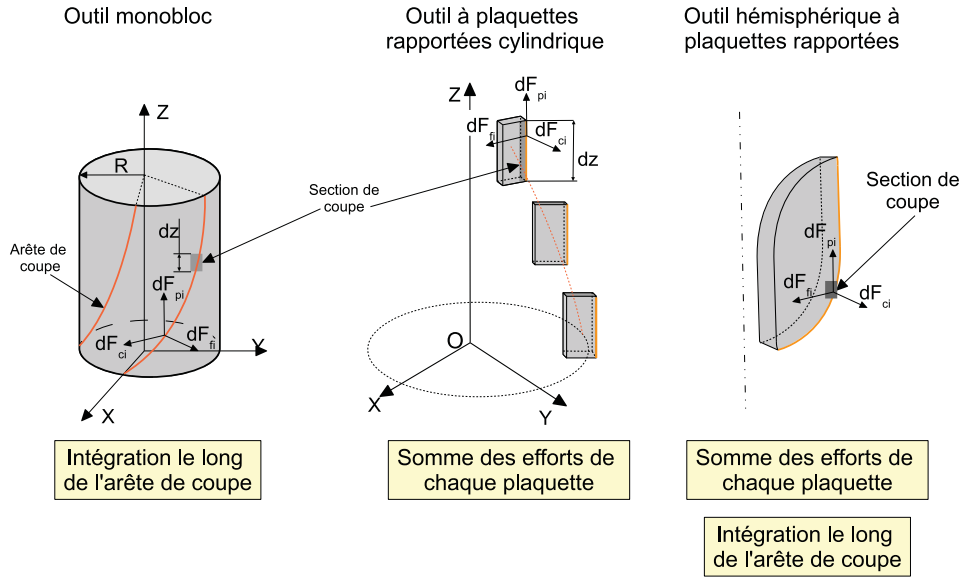


FIGURE 1.4 – Classification des outils

Il existe une différence fondamentale entre les outils monoblocs et les outils à plaquettes rapportées. La géométrie de coupe d'un outil à plaquettes rapportées résulte toujours de l'assemblage de différents éléments où nous pouvons identifier plusieurs sources d'erreurs ou de dispersions. En ce qui concerne les outils monoblocs, ils sont souvent réalisés à partir d'un barreau et aucun assemblage n'est nécessaire à son obtention limitant ainsi les sources de dispersions.

1.3.3 Modélisation des efforts de coupe en fraisage

L'approche mécanistique est basée sur le produit de la section et du coefficient de coupe, il est alors possible de définir les efforts sous la forme suivante ([Budak 96]).

$$\begin{aligned}
 F_c &= K_{cc}bh + K_{ce}b \\
 F_f &= K_{fc}bh + K_{fe}b \\
 F_p &= K_{pc}bh + K_{pe}b
 \end{aligned}
 \tag{1.21}$$

avec :

$$\begin{aligned}
 K_{cc} &= \frac{\tau_s(\cos(\theta_n) + \tan(\theta_i)\tan(\lambda_s))}{[\cos(\theta_n + \phi_n)\cos(\phi_i) + \tan(\theta_i)\sin(\phi_i)]\sin(\phi_n)} \\
 K_{fc} &= \frac{\tau_s\sin(\theta_n)}{[\cos(\theta_n + \phi_n)\cos(\phi_i) + \tan(\theta_i)\sin(\phi_i)]\sin(\phi_n)\cos(\lambda_s)} \\
 K_{pc} &= \frac{\tau_s(\tan(\theta_i) + \cos(\theta_n)\tan(\lambda_s))}{[\cos(\theta_n + \phi_n)\cos(\phi_i) + \tan(\theta_i)\sin(\phi_i)]\sin(\phi_n)}
 \end{aligned}
 \tag{1.22}$$

K_{cc} , K_{fc} et K_{pc} sont des coefficients spécifiques de coupe. Les coefficients K_{ce} , K_{fe} et K_{pe} sont des coefficients linéiques et représentent les actions mécaniques autres que le cisaillement. Ils sont définis expérimentalement pour une avance nulle. Il est également envisageable de définir l'ensemble des coefficients par des modélisations d'effort de coupe réduisant ainsi considérablement l'étude expérimentale.

[Budak 96] a défini une méthode permettant d'exprimer des coefficients issus de la coupe orthogonale dans les plans de la coupe oblique. Ses travaux reposent sur la théorie unifiée d'Armarego [Armarego 85]. Il identifie dans un premier temps l'angle de cisaillement ϕ , l'angle de frottement moyen λ et la contrainte de cisaillement τ_s à partir d'essais de coupe orthogonale.

Il émet ensuite certaines hypothèses telles que :

- l'angle de cisaillement normal (ϕ_n) est égal à l'angle de cisaillement (ϕ),
- les angles α et α_n sont confondus,
- l'angle d'écoulement du copeau (η_c) est égal à l'angle d'inclinaison d'arête (λ_s).

L'avantage de la méthode mécanistique réside dans sa simplicité d'utilisation. Elle ne permet cependant pas de comprendre le processus de coupe. Pour une grande précision de détermination des coefficients, il est alors primordial de multiplier le nombre d'essais. Dans le cadre du fraisage où l'engagement varie constamment, il est nécessaire de tester l'ensemble des conditions d'engagement pour garantir un modèle fiable.

1.3.3.1 Les modélisations mécanistiques des efforts de coupe en fraisage

Nous allons maintenant présenter les modélisations utilisées pour les trois familles définies précédemment dans nos travaux.

Fraises monoblocs cylindriques

Pour les fraises cylindriques monoblocs, la méthode d'obtention des efforts de coupe consiste à :

- discrétiser l'arête de coupe suivant son axe en différents éléments de hauteur dz (figure 1.5),

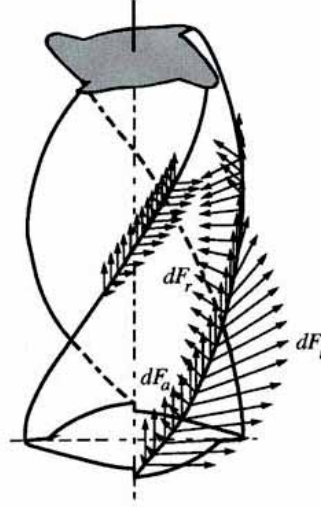


FIGURE 1.5 – Discétisation de l'outil suivant son axe [Altintas 95]

- calculer les efforts de chaque élément en prise avec la matière, ce calcul est effectué à partir de la définition géométrique de la fraise et de la matière enlevée précédemment (équation 1.12),

$$\begin{aligned} dF_c &= K_c h dz \\ dF_f &= K_f h dz \end{aligned} \quad (1.23)$$

- exprimer ces efforts dans un repère lié à l'outil (équation 1.24),

$$\begin{bmatrix} dF_x \\ dF_y \\ dF_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\cos(\phi_f) & -\sin(\phi_f) & 0 \\ \sin(\phi_f) & -\cos(\phi_f) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dF_c \\ dF_f \\ dF_p \end{bmatrix} \quad (1.24)$$

- sommer les efforts de tous les éléments.

Dans ses travaux, [Liu 02] a présenté un modèle géométrique d'une fraise (figure 1.6). L'angle β représente l'angle d'hélice et R_f est le rayon d'outil. L'arête de coupe est décomposée en arêtes élémentaires de hauteur dz (figure 1.6). Chaque arête est définie dans un repère fixe (X, Y, Z) lié à l'outil et chaque dent est repérée angulairement. La dent i est définie par sa position angulaire φ_i dépendant de la position angulaire de l'outil. [Engin 01a] a également développé une modélisation générique de toutes les formes d'outils. L'intérêt de sa méthode est la paramétrisation totale des outils monoblocs. Une seule modélisation est alors utilisée pour décrire toutes les géométries d'outil (torique, cylindrique, hémisphérique).

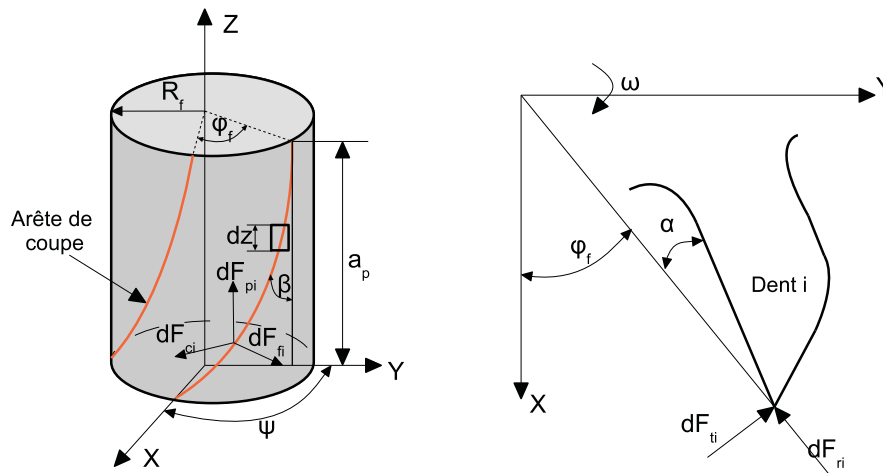


FIGURE 1.6 – Géométrie de la fraise cylindrique

Fraises cylindriques à plaquettes rapportées

Le second type de fraise est la fraise cylindrique à plaquettes rapportées. Il existe différentes formes de plaquettes (rectangulaire, cylindrique pour fraises toriques).

Pour tous ces outils, Engin a proposé un modèle géométrique décrivant l'arête de coupe sur une fraise porte-plaquettes ([Engin 01b]). Les plaquettes utilisées peuvent être rectangulaires ou convexes. Il a pour cela défini une modélisation paramétrique des outils (figure 1.7).

Sa méthode se décompose en trois grandes étapes :

1. il se base sur une description paramétrique de l'outil de coupe. La plaquette est dans un premier temps définie suivant une paramétrisation. Elle est ensuite positionnée sur l'outil par l'intermédiaire de trois angles (angle de direction d'arête, angle de coupe, angle de coupe radial). Chaque point de l'arête de coupe peut alors être défini dans un repère (O, X, Y, Z) lié à l'outil,
2. à partir de la méthode empirique (coefficients spécifiques de coupe) et de la position relative de la matière, les composantes de l'effort de coupe sont alors définies pour chaque plaquette à chaque position angulaire,
3. l'effort de coupe résultant est établie comme étant la somme des efforts de coupe instantanés.

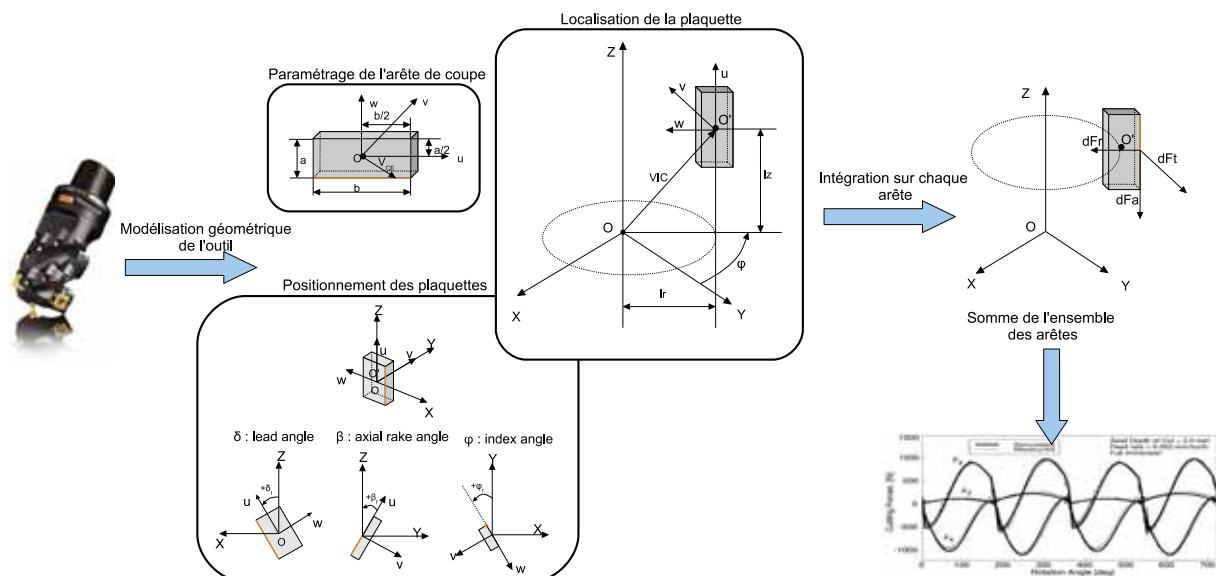


FIGURE 1.7 – Résumé de la méthode d'Engin [Engin 01b]

Dans [Engin 01b], un exemple de modélisation d'une fraise cylindrique est détaillé. La figure 1.8 présente la modélisation de cette dernière ainsi que les résultats associés. Les coefficients spécifiques de coupe utilisés sont issus d'une campagne expérimentale.

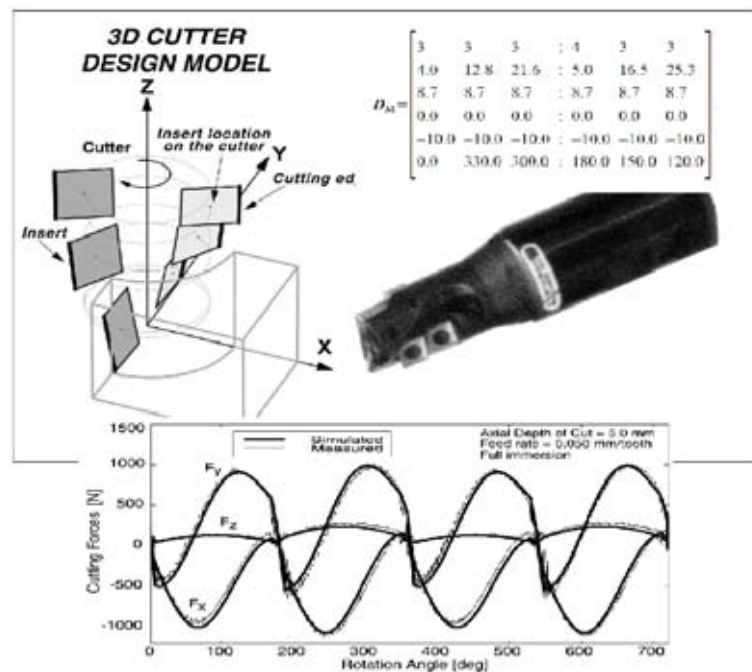


FIGURE 1.8 – Modélisation des efforts de coupe pour une fraise cylindrique dans du Ti64

Fraises de forme à plaquettes rapportées

[Milfelner 03] a développé une méthode semblable pour les outils hémisphériques à plaquettes rapportées. La différence avec la méthode de [Engin 01b] est la description géométrique de l'arête de coupe. Il se base pour cela sur la géométrie présentée sur la figure 1.9.

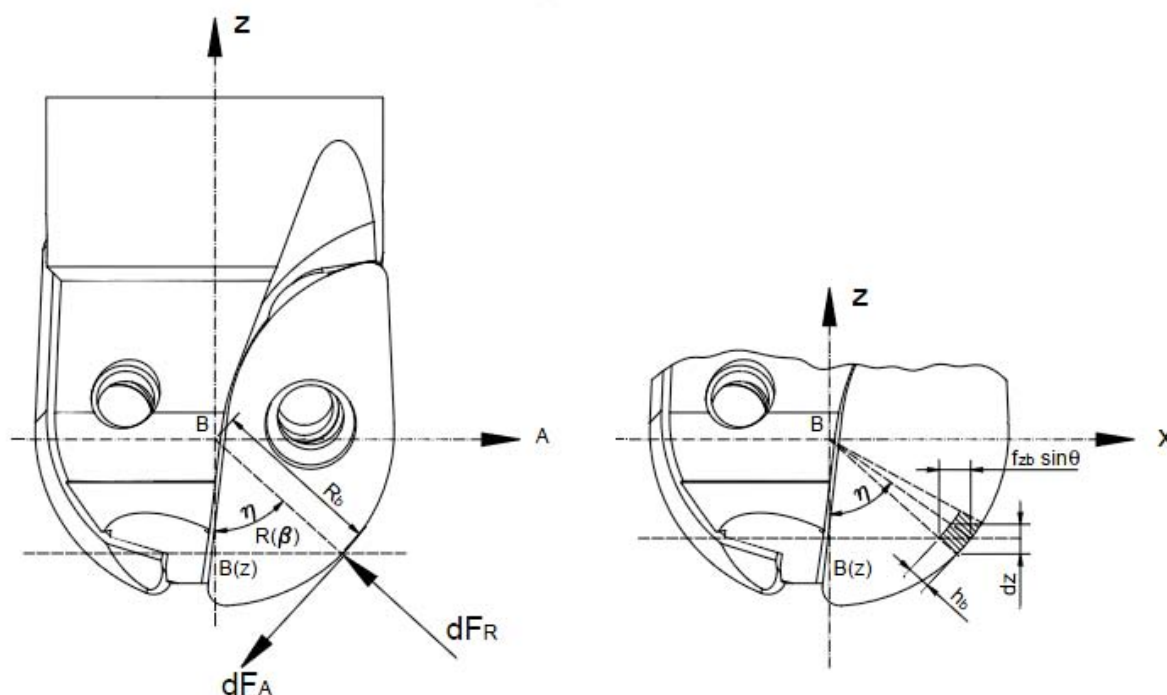


FIGURE 1.9 – Description géométrique d'une fraise hémisphérique [Milfelner 03]

Ces différentes méthodes permettent de décrire l'ensemble de la gamme d'outils utilisée par l'entreprise. Elles se basent sur une description géométrique des outils et autorisent l'intégration de toutes les géométries de plaquettes. La principale difficulté de ces modélisations est la définition des coefficients expérimentaux. Dans le cadre du fraisage, la section de coupe évolue et une campagne expérimentale importante est à prévoir afin de décrire l'ensemble des conditions opératoires.

1.3.4 Conclusion

L'objectif de cette partie est de dresser un rapide bilan des modèles envisageables pour définir les efforts de coupe en fraisage. L'entreprise Messier-Dowty utilise de nombreuses références d'outils et l'utilisation d'une seule modélisation pour tous les outils reste difficile. Afin de limiter le nombre de modèles, nous avons fait le choix de classer les outils en

trois grandes familles, chacune étant fonction de la manière d'obtenir les efforts de coupe. Pour les outils monoblocs, le principe de la modélisation repose sur un concept ; à savoir obtenir un effort global en intégrant des efforts de coupe élémentaires obtenus le long de l'arête de coupe discrétisée. Pour les outils à plaquettes rapportées, le nombre de références étant très variable, il est important de choisir la modélisation la plus adaptable. Les modélisations d'Engin et Milfelner utilisent des méthodes identiques et permettent, par leur complémentarité, de décrire toutes les géométries utilisées par l'entreprise Messier-Dowty.

1.4 L'usinage des alliages de titane

1.4.1 Du point de vue industriel

Messier-Dowty travaille l'alliage de titane depuis plusieurs années avec des objectifs d'amélioration continue : diminuer les temps d'usinage pour les alliages de titane, maîtriser les finies de surfaces et assurer la fiabilité du process. L'entreprise est en face d'un challenge important. Initialement, sa productivité, totalement acier, s'organise à présent autour d'une production mixte titane/acier. Pour cela, l'entreprise Messier-Dowty s'appuie sur différents axes que nous allons présenter. Cette première phase d'analyse de l'état de l'art industriel est essentielle dans une thèse CIFRE. Elle permet de connaître les axes et les stratégies choisis par l'entreprise, afin de mettre en place les travaux scientifiques adaptés.

Le projet

La thèse s'intègre dans le "Projet Titane". Il met en relation plusieurs intervenants comme des carburiers, des fabricants de machines-outils, des universités, des fabricants de lubrifiants et les services de recherche et développement de l'établissement. Chaque intervenant a un rôle essentiel et différent. Le rôle des carburiers est de trouver et fournir des outils adaptés à l'usinage du Ti5553. Le rôle des universités est d'apporter des connaissances et des approches expérimentales pour comprendre les phénomènes associés à l'usinage du Ti5553.

La division recherche et développement de l'entreprise a quant à elle orienté son travail suivant plusieurs axes :

- la maîtrise du processus de coupe,
- l'apport des aides à la coupe,
- l'évaluation des différentes stratégies d'usinage.

Maitrise du processus de coupe

Le premier constat effectué par l'entreprise Messier-Dowty a été le manque d'outils performants pour l'usinage du Ti5553. Une des premières tâches du service de recherche et de développement a été de sélectionner et d'adapter au mieux les conditions de coupe des produits proposés par les carburiers. Cependant, les conditions de coupe définies ne permettent pas de garantir des temps d'usinage satisfaisant les stratégies de l'entreprise. De plus, la durée de vie limitée des outils oblige à de nombreux changements augmentant le prix de revient et les temps de cycles. Ce manque d'outils performants peut être expliqué par le manque de recul des carburiers sur l'usinage de cet alliage et le manque de données technologiques dû à la rareté de l'alliage. Le premier axe dégagé a été de comprendre le processus de coupe pour être capable de choisir des géométries de coupe.

Pour cela, l'entreprise peut utiliser la méthode classiquement employée dans l'industrie à savoir la méthode du Couple Outil Matière (COM) ([AFN a]). Nous allons brièvement expliquer cette méthode et voir ses limites. Nous verrons ensuite les solutions retenues par l'entreprise ainsi que les résultats obtenus.

Le COM est une méthode expérimentale permettant de définir :

- le domaine d'emploi d'un outil, en précisant un intervalle de fonctionnement pour la vitesse de coupe, la vitesse d'avance et la profondeur de passe,
- une estimation des paramètres de la loi d'usure,
- une estimation de la puissance consommée, en basant les calculs sur la notion de l'énergie spécifique de coupe.

Sa mise en oeuvre s'appuie sur une série d'expérimentations durant laquelle les conditions de coupe et d'engagement varient. Pour l'ensemble des paramètres, la norme définit un intervalle de fonctionnement en contrôlant l'énergie spécifique de coupe. Généralement, en traçant l'évolution de K_c en fonction de V_c un point d'inflexion apparaît. La vitesse de coupe associée à ce point, notée V_{cmin} , est considérée comme optimale, dans la mesure où elle garantit les efforts minimaux. Pour l'usure, l'objectif est d'identifier les valeurs des coefficients du modèle de Taylor permettant d'obtenir une approximation de la durée de vie des outils en fonction des conditions de coupe. Les conditions d'essais sont alors choisies dans le domaine de fonctionnement établi précédemment.

Le concept du COM représente une base de comparaison intéressante, mais certaines remarques peuvent être effectuées :

- le point d'inflexion de l'énergie spécifique de coupe prévu par la norme n'est pas toujours clairement identifiable selon les matériaux usinés,
- cette méthode nécessite de nombreux essais durant lesquels l'acquisition des efforts ou de la puissance est primordiale. L'entreprise doit alors allouer des moyens de production

et d'acquisition dédiés à cette méthode,

- la norme définit la notion de point de fonctionnement stable, si une faible modification d'un ou plusieurs des paramètres permet de retrouver des conditions de fonctionnement acceptables selon les critères définis (couleur de copeau, énergie spécifique de coupe compatible avec l'usinage attendu). Toutefois, la détermination du point de fonctionnement reste délicate dans la mesure où les critères restent très subjectifs,
- pour l'usure, la norme s'appuie sur une loi de Taylor. Cependant, les nouveaux matériaux font apparaître de nouveaux modes d'usure (écaillage, rupture) qui ne sont pas insérés dans la formule de Taylor,
- cette méthode doit être appliquée à chaque nouveau matériau et nouvel outil. La modification d'angle de coupe, de revêtement ou de substrat confère le statut de nouvel outil. Dans le cadre de l'utilisation d'une gamme d'outils regroupant près de 50 références, cette méthode peut s'avérer extrêmement coûteuse. De plus, elle reste en général à la charge des entreprises obligées de tester des outils proposés par des carburiers et optimisés pour un seul matériau.

Une autre approche serait l'utilisation des bases de données des carburiers mais leur manque de recul compréhensible, face à un matériau peu connu et difficile à obtenir, ne permet pas une efficacité avérée.

Le choix de l'entreprise est d'utiliser une alternative. Elle a développé un protocole de tests de validation liant d'une part les ressources expérimentales des carburiers mais également leurs propositions. La caractérisation se décompose en deux étapes. Une première étape durant laquelle chaque outil est testé dans une plage de conditions de coupe et où les efforts de coupe sont mesurés. La seconde étape est la caractérisation des outils en durée de vie. La sélection repose sur l'outil qui minimise les efforts de coupe. Cette alternative présente un inconvénient majeur : elle ne teste pas en usure tous les outils. Cependant, elle offre à l'entreprise et aux carburiers une base de données suffisamment étendue pour définir une géométrie de coupe optimale et pour surtout comparer leurs outils. Elle a amené le développement d'outils nouveaux à partir des conclusions et d'un travail sur les trajectoires du process final. Ce mode de fonctionnement a permis à l'entreprise Messier-Dowty d'obtenir une première réduction des temps d'usinage. Il a également aidé les carburiers dans leurs démarches expérimentales mais nous pouvons regretter le fait que les résultats d'essais soient restés confidentiels.

Nous pouvons réaliser un premier bilan des recommandations et des observations effectuées lors de ces phases d'essais. L'usinage du Ti5553 engendre des efforts de coupe importants induisant une usure sévère et brutale. Les températures d'usinage élevées favorisent la diffusion du matériau, certaines nuances possédant une forte teneur en carbone sont à

éviter (exemples du diamant ou du cobalt). Pour les géométries de coupe, l'angle de coupe doit être le plus grand possible avec une préparation d'arête minimale. Cette géométrie de coupe semble diminuer les efforts de coupe. Le revêtement n'a pas ou peu d'importance, car il ne semble pas capable de limiter les efforts ou d'augmenter la durée de vie des outils significativement. Cependant, la barrière thermique est un apport incontestable, si le revêtement n'est pas altéré.

Les aides à la coupe

Un des axes d'amélioration choisi par l'entreprise est la mise en place d'aide à la coupe. Les aides à la coupe ont été développées indépendamment par l'entreprise Messier-Dowty. Cette indépendance vis-à-vis des carburiers nous laisse envisager une alternative intéressante au manque de développement d'outil. Il n'est, pour l'instant, applicable qu'aux opérations de tournage mais des travaux sont en cours pour le fraisage.

Les premiers tests ont montré un processus de coupe abrasif engendrant des modes de dégradations sévères et rapides ainsi qu'un échauffement au niveau de la zone de coupe. Afin d'améliorer les durées de vie d'outil, deux techniques ont été envisagées : la lubrification haute pression et la micropulvérisation. Ces deux techniques ont un objectif similaire : améliorer et maîtriser les phénomènes à l'interface outil-copeau mais elles s'appuient cependant sur des techniques différentes.

La lubrification haute pression injecte le lubrifiant à plus de 350 bars à la racine du copeau. Ce dernier est alors segmenté limitant son frottement sur la face de coupe et favorisant l'accès du fluide dans la zone de coupe. L'effet de la micropulvérisation est différent. Dans ce cas, l'objectif n'est plus d'annuler le frottement mais de l'améliorer. Pour cela, un nuage d'huile est créé dans la zone de coupe améliorant le coefficient de frottement à l'interface outil-copeau.

Les tests effectués ont montré une nette amélioration des durées de vie des outils. Cependant, la gestion de la très haute pression peut montrer sur des engagements importants certaines limites en tournage et l'apparition de nouveaux phénomènes. Une pression trop importante engendre automatiquement un état de surface dégradé, ce phénomène étant dû à un arrachement prématuré du copeau. La surface n'est alors plus usinée, mais de petits fragments sont arrachés au fur et à mesure de l'avancée de l'outil.

Dans le cadre du fraisage, la problématique est différente, le copeau est fragmenté par le processus de coupe. L'effet de la lubrification haute pression sur la segmentation du copeau perd ainsi de son intérêt. Il reste alors l'aspect refroidissement et amélioration du glissement. Il est également nécessaire de tenir compte de la limitation de pression pour

les outils tournants donnée par la limite actuelle des joints tournants à 80 bars. Pour les fraises possédant plusieurs dents, il est actuellement difficile de garantir une pression et un débit constant à chaque dent mais les travaux montrent des pistes d'amélioration. Pour la micropulvérisation, la problématique est la gestion de nuage d'huile. Il est en effet primordial de garantir un recouvrement total de la face de coupe pour chaque dent à chacun de leurs passages.

Les trajectoires d'outils

Ce point est un des principaux axes de travail de l'entreprise. Il ne suffit pas trouver de bons outils, un bon environnement et des conditions de coupe optimales mais il faut aussi être capable de proposer des trajectoires. Ces dernières doivent répondre aux contraintes industrielles de qualité (état de surface), de production (temps de cycle) et de fiabilité. La maîtrise des trajectoires permet de garantir l'état de surface, les conditions d'engagement et de minimiser les temps d'usinage avec un risque opératoire contrôlé.

Au niveau de l'état de surface, la maîtrise de la trajectoire doit permettre d'assurer des pièces finies directement conformes à l'outil. Une trajectoire optimisée permet de supprimer toutes les opérations de parachèvement qui constituent un autre axe majeur de l'entreprise Messier-Dowty.

La gestion du débit copeau par la maîtrise des trajectoires et le respect des conditions de coupe sont des points essentiels de la réduction du temps d'usinage. L'entreprise s'appuie sur des campagnes expérimentales mais également sur le développement de logiciels comme Optitool de la société Spring et Production Module de l'entreprise Thirdwave System. L'objectif de ces outils est d'analyser les trajectoires d'outil et d'y intégrer des données issues de la coupe. A partir du programme ISO ou APT, les logiciels analysent à chaque instant la profondeur de passe, la section du copeau, le type d'usinage et le volume de matière et se chargent, ensuite, d'y associer les conditions de coupe issues du domaine de fonctionnement de l'outil.

Ces logiciels sont une base d'optimisation intéressante mais nécessitent de nombreuses interactions entre les trajectoires (FAO) et le domaine de fonctionnement de l'outil. De plus, ces logiciels se basent sur le domaine de fonctionnement de l'outil tel qu'il est défini par le COM.

Conclusion

L'entreprise Messier-Dowty a défini plusieurs axes d'industrialisation de son process. Une réduction des temps d'usinage a été obtenue sur l'analyse du retour d'expériences.

L'objectif est ensuite de déterminer une approche, des techniques d'aide à la coupe et une approche de sélection des outils coupants. Cette dernière est basée sur un protocole liant mesures et essais favorisant l'implication des carburiers. Cette étape a permis une amélioration significative des outils, une meilleure connaissance des contraintes d'utilisation et une orientation vers de nouvelles stratégies. L'approche en cours s'intéresse à une écriture optimisée de la coupe sur des trajectoires adaptées aux contraintes de l'entreprise Messier-Dowty et aux outils. Elle repose entre autres sur la connaissance et la compréhension du processus de coupe, des modes de dégradation et d'un modèle de coupe facile à utiliser.

1.4.2 Du point de vue universitaire

Après avoir présenté le point de vue industriel, nous allons aborder le point de vue universitaire. Cette dernière analyse nous permettra d'orienter nos travaux.

L'usinage des titanes a fait l'objet de plusieurs travaux tentant d'expliquer sa faible usinabilité ou donnant des solutions d'amélioration et d'optimisation. Dans ses travaux, [Ezugwu 97] a proposé des solutions d'optimisation de l'usinage des alliages à faible usinabilité après avoir présenté l'influence de chaque matériau d'addition sur les propriétés physico-mécaniques. Il a montré, par exemple, que l'ajout d'aluminium permet aux alliages de titane de garder leurs propriétés mécaniques à chaud. L'association d'aluminium et de chrome au titane peut induire une meilleure résistance à la corrosion tandis que le chrome et le molybdène peuvent améliorer la résistance mécanique.

Au niveau des aides à la coupe, [Ezugwu 97] a testé différents systèmes comme la lubrification haute pression ($P > 70$ bars), l'usinage à lubrification minimale, l'usinage à froid (cryogénie) et à chaud (avec système de chauffe). [Che-Haron 05] explique que l'utilisation de l'usinage à froid a montré de bons résultats dans la réduction de l'usure en usinage du Ti64. Le principe est d'injecter un gaz inerte froid à l'interface outil-copeau et sous la face de dépouille afin de réduire les températures de coupe. [Ezugwu 97] a également comparé l'usinage à froid à l'aide d'un gaz inerte et de la lubrification traditionnelle où il a noté une durée de vie des outils plus faible avec l'usinage à froid.

La lubrification haute pression est une technologie plus ancienne, les premiers développements sont apparus dans les années 50. Le lubrifiant est injecté à l'interface outil-copeau à de hautes pressions (80 à 450 bars). Le premier intérêt est de réduire de manière significative les températures de coupe mais surtout d'aider à une fragmentation du copeau à sa base par une force hydraulique, réduisant ainsi les phénomènes d'abrasion à l'interface outil-copeau. Les études ont montré une forte diminution de l'usure des outils en utilisant

cette technologie ([Ezugwu 97]). Cependant, il n'a montré aucune influence de la pression si celle-ci dépasse 70 bars.

Pour l'usinage à chaud, le principe est d'augmenter les températures afin de limiter les contraintes dans le matériau. En usinage, cette augmentation de température peut, par exemple, être réalisée à l'aide d'un laser placé devant l'outil ([Braham-Bouchnak 10]). [Germain 06] a testé cette technologie sur le Ti64 où il observe une diminution des efforts de coupe, mais son effet est fonction de la profondeur de passe et de la vitesse de coupe. [Ozler 01] a mené des études sur la durée de vie de l'outil lors de l'usinage à chaud (chauffage par torche à gaz) d'acier austénitique au manganèse. Il constate que la durée de vie de l'outil augmente lorsque l'on élève la température de la pièce (jusqu'à 600°C) et diminue lorsque la vitesse de coupe augmente. Les recherches de [Melhaoui 97] confirment également l'intérêt du chauffage de la pièce pour augmenter la durée de vie de l'outil. Il explique la baisse importante de l'usure par une réduction de l'effort de coupe. [Sun 07] a observé que l'assistance plasma dégrade la durée de vie de l'outil, malgré la diminution des efforts de coupe. Selon [List 04], l'assistance thermique ne réduit pas nécessairement l'usure de l'outil. Les différents mécanismes de l'usure d'outil y sont expliqués ainsi que l'effet de la température. A basse température, l'adhésion et l'abrasion sont prépondérantes. A haute température, les phénomènes de diffusion, de corrosion et de déformation plastique apparaissent. L'augmentation de la température ne réduit pas forcément l'usure de l'outil mais en modifie les causes et les phénomènes.

[Lopez-De-Lacalle 00] a défini des outils et des conditions de coupe associées optimisés pour le Ti64 et pour l'Inconel 718. Sa démarche s'inspire du COM. Il résume la faible usinabilité du Ti64 par les points suivants :

- le rôle des faibles propriétés thermiques des alliages de titane est, d'après lui, à l'origine de la nature de la déformation plastique,
- la forme du copeau est donnée par des zones de contraintes fortes non identiques aux processus adiabatiques observés dans l'acier. Elles sont dues aux déformations non homogènes observées dans la zone de cisaillement primaire,
- la variation des composantes axiales et radiales de l'effort peut causer des vibrations. Il est alors nécessaire d'utiliser des systèmes rigides,
- les hautes températures et la forte affinité chimique du titane avec les matériaux constituant les outils sont à l'origine de l'usure rapide des outils,
- les pièces de faibles épaisseurs sont difficilement usinables à cause de la faible limite élastique des alliages de titane.

[Nabhani 01] a proposé une étude sur l'usinabilité des alliages de titane utilisés dans l'aéronautique. Il a basé ses travaux sur des essais d'usure et de Quick-Stop. Il conclut

que les hautes températures obtenues sont dues à la faible épaisseur des copeaux, à la faible zone de contact et à une contrainte forte proche de l'arête de coupe. Les températures constatées lors de l'usinage de ces matériaux sont supérieures à celles observées sur les matériaux plus courants (acier, aluminium). Au niveau de l'usure, les principales causes d'usure sont la diffusion et la dissolution. Ces deux phénomènes sont accélérés par les hautes températures induites par la faible conductivité thermique des alliages de titane. Il a également expliqué qu'il est difficile de prévoir un revêtement adéquat, mais il est plus simple de trouver des conditions de coupe pour un matériau de coupe donné.

En conclusion, l'ensemble des travaux concernant l'amélioration de l'usinage des alliages de titane s'intéresse aux matériaux les plus courants comme le Ti64. A notre connaissance, aucun article ne montre de réelles solutions pour améliorer l'usinabilité du Ti5553. Il est difficile d'obtenir des copeaux segmentés en tournage, ces derniers engendrent des modes de dégradations sévères et rapides. De plus, tous les phénomènes d'usure sont amplifiés par les hautes températures observées à l'interface outil-copeau. Cette haute température augmente les phénomènes de diffusion fragilisant les matériaux de coupe. Les travaux ont montré une légère amélioration lors de l'utilisation de la lubrification haute pression et d'aides à la coupe, mais les gains réels ne sont pas toujours ceux espérés. Nahbani conclut également qu'il est plus simple de trouver des conditions de coupe favorables à un matériau que de définir un matériau de coupe tant le processus semble être instable. Nous verrons par la suite si ces conclusions sont applicables au Ti5553.

1.4.3 Conclusion

L'analyse des points de vue industriels et universitaires nous a permis de mettre en avant des conclusions communes comme l'apport non négligeable de la lubrification haute pression ou d'autres aides à la coupe. Nous avons surtout remarqué le manque de données expérimentales et de travaux sur l'optimisation des conditions de coupe pour l'usinage du Ti5553. Ce nouveau matériau suscite un certain intérêt technologique, mais ne présente pas encore un enjeu commercial suffisant et sa rareté n'en facilite pas son étude.

En ce qui concerne le positionnement des travaux, il semble évident que l'objectif majeur est la compréhension du processus de coupe. Il est, en effet, difficile d'envisager une optimisation globale de l'usinage (trajectoire, aide à la coupe) sans maîtriser le processus de coupe.

1.5 Usure des outils de coupe

Au niveau de l'usure, l'objectif n'est pas de créer un modèle d'usure mais de maîtriser et de comprendre les phénomènes de dégradation des outils afin d'optimiser les conditions de coupe, les géométries d'outils et les matériaux de coupe. L'objectif de l'état de l'art est alors de vérifier si les modes de dégradation pour l'usinage du Ti5553 ont déjà été observés. Si aucun travail ne concerne le Ti5553, nous définirons les phénomènes qui apparaissent lors de l'usinage des alliages de titane.

L'usure des outils est un phénomène facilement observable comparé aux efforts ou à la température de coupe. L'entreprise Messier-Dowty observe cette usure depuis la mise en place de l'usinage du Ti5553.

L'état de l'art sera séparé en deux parties. Une première partie dans laquelle nous dresserons un rapide bilan des observations effectuées par l'entreprise et une seconde partie qui traitera l'état de l'art universitaire. Nous allons commencer ce chapitre par un rapide bilan des modes de dégradations possibles.

En usinage comme dans tous les procédés de mises en forme, des mécanismes d'usure apparaissent. Parmi les plus importants, nous citerons, l'usure par abrasion, l'usure par diffusion et par adhésion. Tous ces modes sont fonction de la température de coupe (figure 1.10).

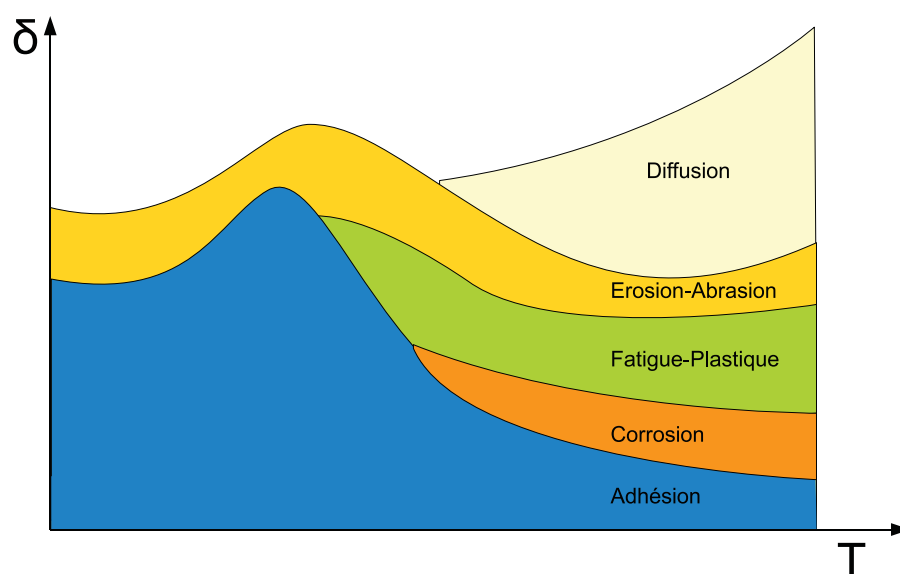


FIGURE 1.10 – Mécanismes d'usure en fonction de la température

L'usure par adhésion

Le copeau glissant sur la face de coupe engendre une pression locale. Elle favorise l'apparition de jonctions entre les deux composants en contact. De par le mouvement de coupe, ces véritables microsoudures se créent et rompent en continu. Plusieurs cas sont observables en fonction des résistances mécaniques. Si la jonction ou la microsoudure est moins résistante que l'outil ou le matériau usiné, la rupture apparaît au centre de la microsoudure et l'usure est bien souvent négligeable. Dans le cas d'une jonction plus résistante que le matériau usiné, la rupture a lieu dans le copeau. Dans le cas de faibles vitesses de coupe, les fragments adhèrent à l'outil et une arête rapportée peut se former. De hautes pressions et de faibles vitesses de coupe permettent ainsi la création de jonctions, le mécanisme d'usure par adhésion est également associé à celui de l'arête rapportée.

L'usure par abrasion

L'usure par abrasion apparaît sur les faces de coupe et en dépouille des outils de coupe. Les surfaces abrasées présentent des sillons parallèles à la direction d'écoulement. Ils sont principalement causés par des inclusions siégeant dans le matériau à usiner. Les particules dures de carbure, de nitrure ou d'oxyde provenant de la pièce frottent sur les faces de coupe et de dépouille et génèrent ainsi l'usure.

L'usure par diffusion

Les très hautes températures et les pressions induites par l'usinage favorisent les phénomènes de diffusion. Les grains de carbure et d'autres constituants migrent de la surface de l'outil vers le copeau. Au même instant, la diffusion inverse des constituants de la matière usinée vers l'outil est observée. L'écoulement continu du copeau favorise les échanges des constituants à travers la diffusion et creuse un cratère à la surface de l'outil. La perte de matière provoque alors l'affaiblissement de la résistance mécanique de la surface de l'outil.

La norme [AFN b] prévoit plusieurs types d'usure développés dans l'Annexe 1 : l'usure en dépouille, l'usure en cratère, la déformation du bec, les défaillances préliminaires et prématurées, l'écaillage et la fissuration.

1.5.1 Etat de l'art industriel

Comme nous l'avons souligné dans l'état de l'art industriel, l'entreprise Messier-Dowty usine le Ti5553 depuis plusieurs années. L'ensemble des essais et les usinages en cours constituent une première base de données expérimentale intéressante même si les phéno-

mènes (efforts, température de coupe, critères d'usure) n'ont été mesurés que partiellement.

Au cours de la fabrication, le principal mode de dégradation observé est l'effondrement d'arête (figure 1.11). Ce mode de dégradation est soudain et son influence sur la géométrie de coupe engendre directement une dégradation du processus de coupe. Il provoque souvent une augmentation de la température de coupe, des efforts de coupe induisant une dégradation de l'intégrité de surface. Ce phénomène a été observé sur l'ensemble de la gamme d'outils utilisée.

Les essais n'ont pas montré d'influence notable du revêtement ni du substrat. Les carburiers ont tout de même privilégié les outils revêtus d'un TiAlN et possédant une préparation d'arête (rayonnée ou chanfreinée). L'ensemble des géométries testées n'ayant pas donné satisfaction (durée de vie trop limitée même à des conditions de coupe faibles), leur analyse ne permet pas de conclure quant à une géométrie optimale.



FIGURE 1.11 – Exemple d'effondrement d'arête observé

1.5.2 Etat de l'art universitaire

A notre connaissance, peu de travaux traitent de l'usure des outils dans l'usinage du Ti5553. Seuls les travaux de [Arrazola 09b] concernent ce sujet. Il a comparé l'usure des outils pour l'usinage du Ti5553 et du Ti64. Il a montré l'apparition d'une usure en cratère et d'une usure en dépouille pour les deux matériaux et considère ce mode de dégradation comme étant le critère de durée de vie des outils. Il a observé son apparition après 15 minutes d'usinage pour des vitesses de coupe comprises entre 40 et 60 m/min . Dans ces travaux, il a remarqué une dépendance de l'usure en dépouille à la vitesse de coupe. Le critère $V_b = 0,3 mm$ est largement dépassé après 15 minutes d'usinage dès que

la vitesse de coupe est supérieure à $50m/min$. Cependant, l'intégralité de ses travaux concerne l'usinage d'un Ti5553 non traité. Or, l'ensemble de nos travaux est effectué sur le Ti5553 traité. Les observations effectuées par l'entreprise Messier-Dowty montrent une différence de comportement entre le matériau traité et le matériau non traité. Les conclusions effectuées par Arrazola ne sont alors pas directement exploitables.

Dans la plupart des articles consultés, le matériau étudié est le Ti64 où les principales causes d'usure sont l'adhésion et l'abrasion. Il en résulte des phénomènes sur la face de coupe et sur la face en dépouille. D'après [Ezugwu 97], l'usure des outils en usinage des alliages de titanes est due à de fortes contraintes et de fortes températures constatées près de l'arête de coupe. Des conclusions identiques ont été effectuées par [Weil 66] et [Subramanian 93]. Les modes de dégradation prédominants sont l'usure en entaille, l'usure en cratère, l'écaillage et l'effondrement d'arête ([Che-Haron 05]).

L'étude de l'usure a été effectuée sur de nombreux matériaux de coupe, chacun offrant une réponse différente. Nous allons dresser un rapide bilan des matériaux de coupe et de leurs modes de dégradation.

Outils non revêtus et outils revêtus

D'après [Che-Haron 05], l'augmentation de la vitesse de coupe réduit la zone de contact à l'interface outil-copeau engendrant une concentration de températures élevées proche du bec de l'outil. Dans ses travaux, [Ezugwu 97] a montré un taux d'usure plus important pour les outils non revêtus. [Dearnley 86] a observé que les carbures non revêtus de grade K présentent le meilleur choix pour la coupe des alliages de titane. Il suggère l'utilisation des carbures à 6% de cobalt avec une taille de grain de carbure de tungstène de 0,8 à 1,4 μm . [Nouari 08] a également étudié les modes de dégradations pour les outils non revêtus en usinage à sec. Il a observé un effondrement de l'arête qu'il explique par un frottement dynamique important, des hautes pressions (2,5 GPa) et des températures importantes au voisinage de l'arête de coupe.

[Corduan 03] a étudié les outils revêtus du revêtement TiB_2 . Elle décompose l'analyse du mode de dégradation en deux étapes. Une première étape où le revêtement est complètement enlevé et une seconde étape d'endommagement du substrat. Corduan a remarqué une usure en cratère sur la face de coupe alors qu'aucune diffusion n'a été observée. Une forte délamination du revêtement et aucune influence de la teneur en cobalt des substrats n'ont été notées contrairement à Dearnley. [Ozel 00] a comparé l'usure d'outil sans revêtement et avec revêtement. Il a montré que le revêtement peut engendrer une augmentation des efforts et de la zone de contact favorisant ainsi l'usure.

Autres matériaux de coupe

[Bhaumik 95] a étudié le comportement des outils en nitrure de bore (WBN) et en nitrure de bore cubique (CBN) pour l'usinage du Ti64. Il utilise ces matériaux afin de trouver une alternative aux matériaux classiques (HSS et carbures cémentés) possédant soit une trop grande affinité chimique soit une résistance mécanique trop faible. Il présente l'évolution des modes de dégradations sur la face de coupe et sur la face de dépouille. Le mode de dégradation apparaît en trois temps. Dans un premier temps, sous l'effet de la température élevée, une couche se forme sur la face de coupe. Cette couche disparaît ensuite au cours de l'usinage arrachant des particules de matériau d'outil. Le dernier mode est l'apparition de rainure sur la face de coupe. Pour son étude, il n'a pas utilisé le critère d'usure en dépouille $V_b = 0,3mm$ utilisé classiquement. L'usure trop sévère ne permet pas d'atteindre la limite fixée pour ce critère. Comme [Nouari 08], il explique ces phénomènes par des pressions et des températures de coupe trop importantes. L'utilisation du nitrure de bore cubique (CBN) a également été traitée par [Corduan 03] dont les modes de dégradation ont été comparés avec d'autres matériaux de coupe (PCD, outils revêtus). Le mode de dégradation observé diffère en fonction des matériaux utilisés. Dans le cas de l'utilisation d'un CBN, Corduan remarque l'apparition d'une entaille, d'une usure en dépouille et d'un cratère. L'entaille est localisée à la limite de l'engagement de l'outil. Son apparition est favorisée par une différence de pression et de température à cette limite. Sous le copeau glissant, les contraintes et les températures sont extrêmement importantes tandis qu'à la limite de copeau, seule la pression est quasi-nulle. Ces phénomènes aident à la graphitisation du CBN. Ces conclusions ont été validées dans les travaux de [Bhaumik 95].

1.5.3 Conclusion

En conclusion, l'usure en usinage des alliages de titane est facilitée par la haute température de coupe et par des contraintes importantes. Les modes de dégradation restent fonction des matériaux utilisés mais apparaissent souvent comme étant sévères. L'usure se présente d'une part sur la face de coupe par l'intermédiaire d'une couche collante ou de cratère, mais également sur la face en dépouille. Les conclusions quant à l'utilisation des carbures revêtus diffèrent. Certains auteurs préconisent leurs utilisations pour minimiser l'usure alors que d'autres observent une augmentation des contraintes à l'interface outil-copeau. De plus, Messier-Dowty n'a remarqué aucune influence notable des différents types de revêtements sur la durée de vie des outils. Le dernier point à prendre en compte est la forte affinité chimique des titanes avec le carbone ou le cobalt également accentuée par les hautes températures de coupe.

Chapitre 2

Identification du comportement du matériau usiné

Sommaire

2.1	Caractérisation du matériau	69
2.1.1	Présentation de l'alliage	69
2.1.2	Intérêts des alliages de titane dans l'aéronautique	71
2.1.3	Caractéristiques physiques	72
2.1.4	Influence des propriétés thermiques sur la thermique de la coupe	73
2.1.5	Caractéristiques mécaniques	74
2.2	Loi de comportement	76
2.2.1	Validité des lois de comportement en fonction des matériaux . .	77
2.2.2	Méthodes d'identification	79
2.2.3	Conclusion sur la loi de comportement	86
2.2.4	Analyse des méthodes d'identification	88
2.3	Efforts de coupe en tournage	89
2.3.1	Essais	89
2.3.2	Modification de la modélisation	96
2.3.3	Modélisation des efforts pour les outils sans préparation d'arête	101
2.3.4	Modélisation pour les outils avec une préparation d'arête chan- freinée	104
2.3.5	Modélisation pour les outils avec une préparation d'arête rayonnée	107
2.3.6	Conclusion sur la modélisation en tournage	109
2.3.7	Etude de la morphologie des copeaux	110
2.4	Transposition au fraisage	111

2.4.1	Présentation du contexte Messier-Dowty	112
2.4.2	Définition géométrique des outils	115
2.4.3	Adaptation de la coupe orthogonale à la coupe oblique	119
2.4.4	Campagne d'essais	123
2.4.5	Application au Ti5553	126
2.4.6	Compréhension des phénomènes sur la fraise torique	129
2.4.7	Définition d'un outil optimal en terme d'effort de coupe pour le fraisage à sec	132
2.5	Conclusion sur les efforts de coupe	133

2.1 Caractérisation du matériau

La compréhension du comportement du matériau a un rôle essentiel dans la modélisation thermomécanique. Nous allons présenter l'alliage au travers de ces propriétés chimiques et physiques. Nous verrons rapidement l'intérêt des alliages de titane pour l'entreprise Messier-Dowty et où se situent leurs utilisations.

2.1.1 Présentation de l'alliage

Le titane est un métal extrêmement abondant sur terre (neuvième élément dans l'ordre d'abondance dans l'écorce terrestre). Son développement dans les applications industrielles fut long, mais aujourd'hui le titane est employé dans de nombreux secteurs comme le biomédical, la chimie et l'aéronautique. Son utilisation dans l'aéronautique est très souvent réalisée par l'intermédiaire d'alliage comme le Ti64. Les bonnes propriétés physiques et mécaniques en ont fait un des éléments les plus employés pour la réalisation de pièces soumises à des contraintes thermomécaniques sévères. Il est à présent utilisé pour la réalisation des pièces de structures aéronautiques, c'est le cas du Ti5553. Les travaux concernent ce dernier alliage, notamment utilisé pour réaliser certaines pièces principales du train d'atterrissage du Boeing 787 Dreamliner. La composition de l'alliage est présentée dans la table 2.1.

Éléments d'additions	Aluminium	Molybdène	Vanadium	Chrome
Concentration	5 %	5 %	5 %	3 %

TABLE 2.1 – Composition chimique du Ti5553

Il existe trois grandes familles d'alliages de titane : les alliages α , les alliages $\alpha + \beta$ et les alliages β , chaque alliage étant classé en fonction de sa concentration en éléments alphagènes ou betagènes. L'alliage de titane étudié est répertorié dans les alliages de titane β métastables. Ses propriétés métastables sont dues à la concentration d'éléments betagènes (molybdène, vanadium et chrome) et d'éléments alphagènes (aluminium) (figure 2.1). La différence de concentration d'élément du Ti5553 avec le Ti64 est présentée sur la figure 2.2. La phase alpha (gris clair) est présente à 80% pour le Ti64 et à 20% pour le Ti5553. Les éléments de phase métastable apparaissent durant la mise en solution et par transformation sous contrainte lors de la déformation à froid de la phase β . La concentration en éléments alphagènes est fonction de la température de mise en solution et de la vitesse de refroidissement ([Jones 08]). La faible usinabilité du Ti5553 peut être expliquée par sa microstructure et sa forte teneur en éléments betagènes ([Arrazola 09a]).

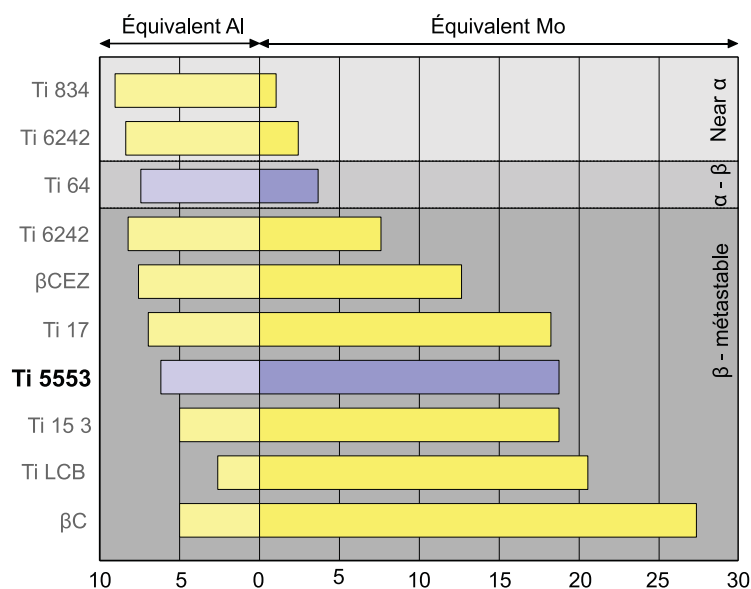


FIGURE 2.1 – Classification des alliages de titane

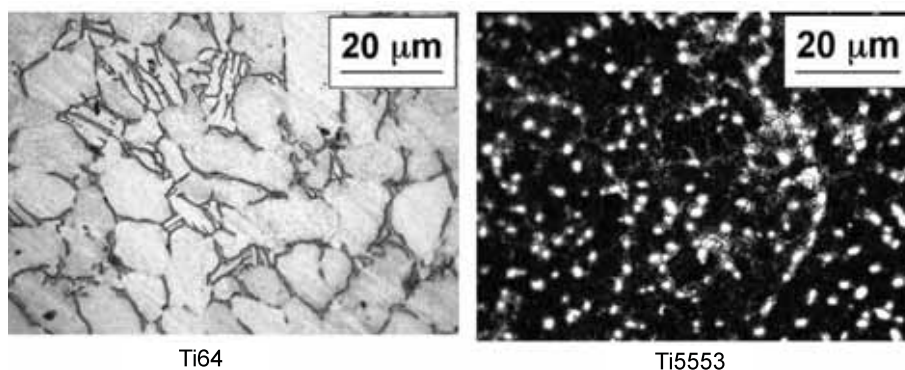


FIGURE 2.2 – Comparaison de la concentration en éléments alphagènes du Ti64 et Ti5553 [Arrazola 09a]

Traitement thermique

Le Ti5553 étudié est à l'état traité. Le traitement thermique est présenté sur la figure 2.3. Il se décompose en trois parties distinctes. Une première mise en solution, d'une période de quatre heures, durant laquelle le titane est chauffé à 800°C . Il est ensuite refroidi à l'air, cette seconde phase est assimilée à une trempe à l'air. La troisième phase, le vieillissement, est d'une durée de huit heures durant laquelle le matériau est chauffé à près de 600°C . La concentration en éléments alphagènes est fonction de la composition, mais également du traitement thermique.

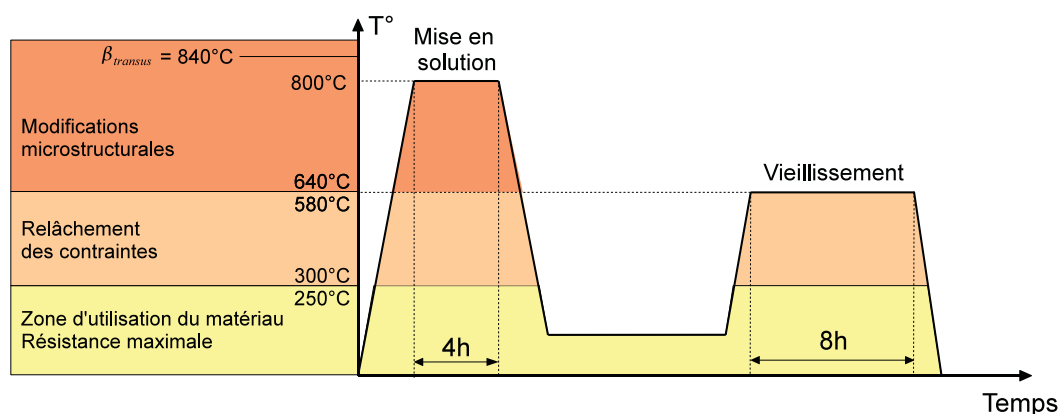


FIGURE 2.3 – Gamme de traitement thermique du Ti5553

2.1.2 Intérêts des alliages de titane dans l'aéronautique

Un des critères de sélection des alliages de titane est sa forte résistance à la corrosion. Pour ces derniers, le composé TiO_2 est très stable et permet la passivation du métal par rapport à l'eau en créant une couche imperméable et fine ($15\mu m$). Cette propriété physique permet de réduire les coûts d'élaboration en supprimant des opérations de protection et les coûts d'entretien des trains d'atterrissage. Il n'est alors plus nécessaire de retirer les couches de protection généralement appliquées sur les pièces en acier lors des cycles d'inspection des pièces en service (contrôle des fissures). Il est à noter également l'intérêt de la tenue en fatigue de ce matériau.

La table 2.2 présente les masses volumiques ainsi que les résistances mécaniques pour différents matériaux. Nous pouvons observer que les matériaux possédant le meilleur rapport masse volumique/propriétés mécaniques sont les alliages de titane. Cette propriété permet de garantir une plus faible masse embarquée pour des tenues mécaniques des pièces identiques.

Matériau	Titane pur	Ti64	Ti5553	Acier (300M)
ρ (kg/m^3)	4400	4500	4510	7850
R_m (MPa)	483	1000	1300	1800

TABLE 2.2 – Comparaison des masses volumiques de quelques matériaux

2.1.3 Caractéristiques physiques

L'objectif de cette partie est de présenter les propriétés physiques utilisées dans la modélisation thermomécanique. Pour définir la proportion de chaleur évacuée par la pièce par rétroconduction, [Oxley 89] définit une relation expérimentale utilisant la chaleur spécifique et la conductivité thermique. Nous présenterons ces différentes valeurs que nous comparerons avec le Ti64 et l'acier. Nous définirons également l'influence de ces valeurs sur la thermique du processus de coupe à partir de la modélisation d'Oxley.

2.1.3.1 Chaleur spécifique

La chaleur spécifique correspond à la capacité d'un matériau à emmagasiner la chaleur rapportée à son poids. La figure 2.4 nous permet de comparer les valeurs de la chaleur spécifique de deux alliages de titane (Ti5553 et Ti64) et d'un acier. Pour les trois matériaux, elle est fonction de la température. De 100 °C à 375 °C, la chaleur spécifique du Ti64 est la plus importante, une fois 450 °C dépassée, la valeur du Ti5553 devient la plus grande.

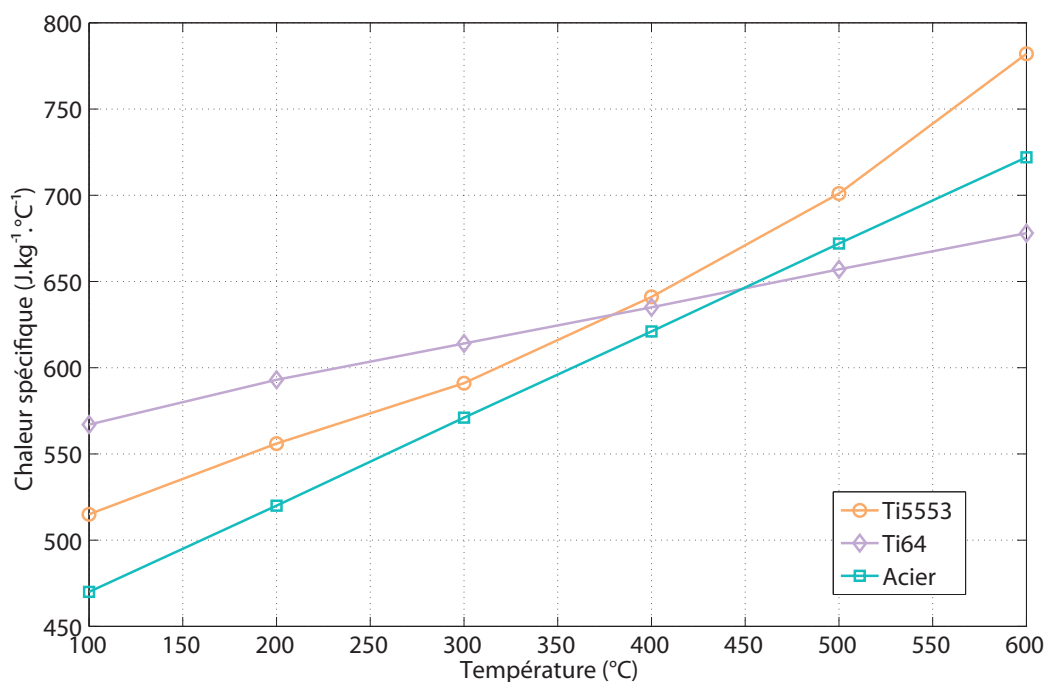


FIGURE 2.4 – Chaleur spécifique ($\text{J.kg}^{-1}.\text{°C}^{-1}$)

2.1.3.2 Conductivité thermique

La conductivité thermique d'un matériau caractérise son comportement lors d'un transfert thermique par conduction. Pour les alliages de titane, les conductivités thermiques sont proportionnelles à la température. Elles restent proches et faibles comparées à l'acier. Pour ce dernier, la conductivité thermique est inversement proportionnelle à la température et reste toujours supérieure à celles des titanes (figure 2.5).

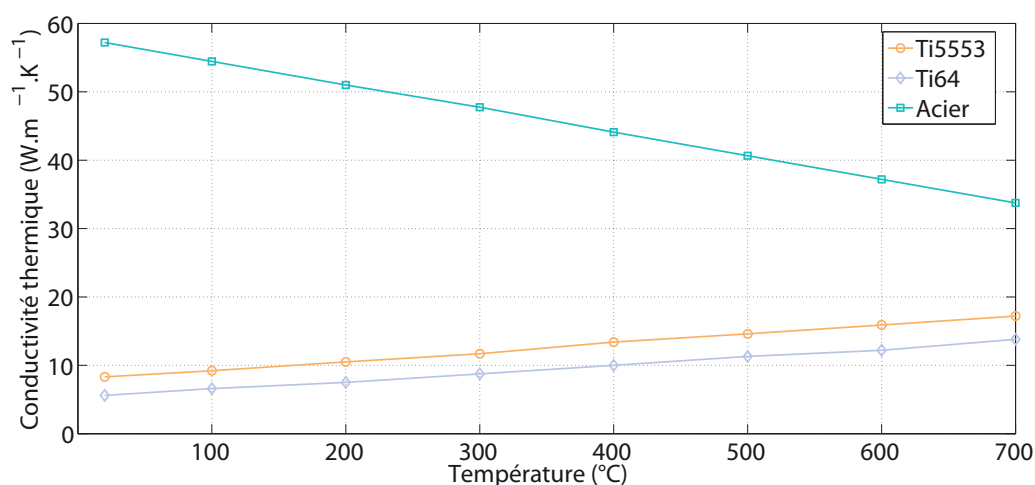


FIGURE 2.5 – Conductivité thermique ($W.m^{-1}.K^{-1}$)

2.1.4 Influence des propriétés thermiques sur la thermique de la coupe

[Ezugwu 97] estime à 80% la proportion de chaleur transférée dans l'outil lors de l'usinage d'un titane (Ti64) et à 40% lors de l'usinage d'un acier. Il n'existe cependant aucune valeur concernant le Ti5553. L'objectif de cette partie est de rapidement vérifier l'influence des propriétés thermique sur la modélisation thermique. Pour cela, nous avons calculé la proportion de chaleur évacuée par la pièce par rétroconduction (β) (Annexe 1) pour les trois matériaux, pour différentes valeurs de conductivité thermique et différentes valeurs de chaleur spécifique.

Une augmentation de la conductivité thermique engendre un meilleur transfert de la chaleur. Nous observons une grande différence entre l'acier et les alliages de titane (figure 2.6). Ces derniers ayant une conductivité thermique plus faible, la chaleur n'est alors pas évacuée par la pièce. La chaleur est soit évacuée par convection soit dans l'outil.

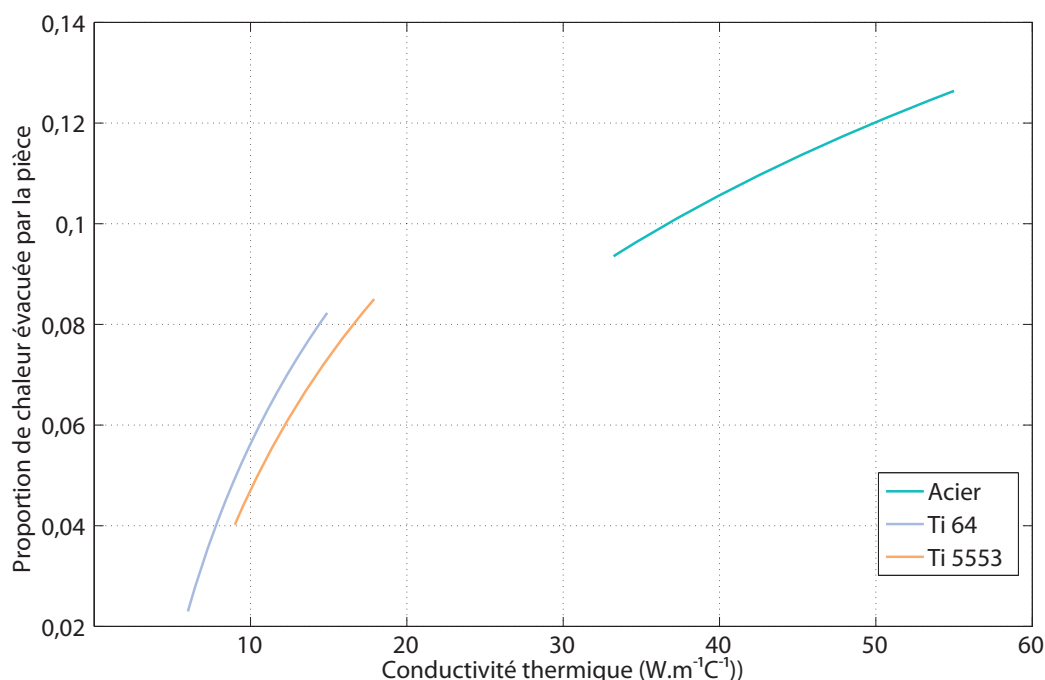


FIGURE 2.6 – Influence de la conductivité thermique sur la coupe

Concernant la chaleur spécifique, plus sa valeur est importante, plus le matériau emmagasine de la chaleur. Comme pour la conductivité thermique, il existe une différence fondamentale entre l'acier et les alliages de titane (figure 2.7). Pour les titanes, la proportion de chaleur évacuée par la pièce reste faible. La chaleur créée par le processus de coupe est alors gardée près de la zone de coupe engendrant une température de coupe importante.

2.1.5 Caractéristiques mécaniques

Après avoir rapidement présenté les caractéristiques physiques du matériau, nous allons aborder ces propriétés mécaniques.

Un essai de traction a été effectué afin de définir les principales propriétés mécaniques du Ti5553 (figure 2.8). Nous comparerons ces valeurs avec un autre alliage de titane : le Ti64. Le dispositif expérimental utilisé est présenté en Annexe 2. Sur l'ensemble des essais nous observons une incertitude de 5% pour les essais à température ambiante et de 15% sur les essais de traction à chaud expliquant les valeurs observées sur la figure 2.8.

A température ambiante, le module d'Young des deux alliages de titane est identique, leur rigidité peut être considérée comme équivalente et très nettement inférieure à l'acier

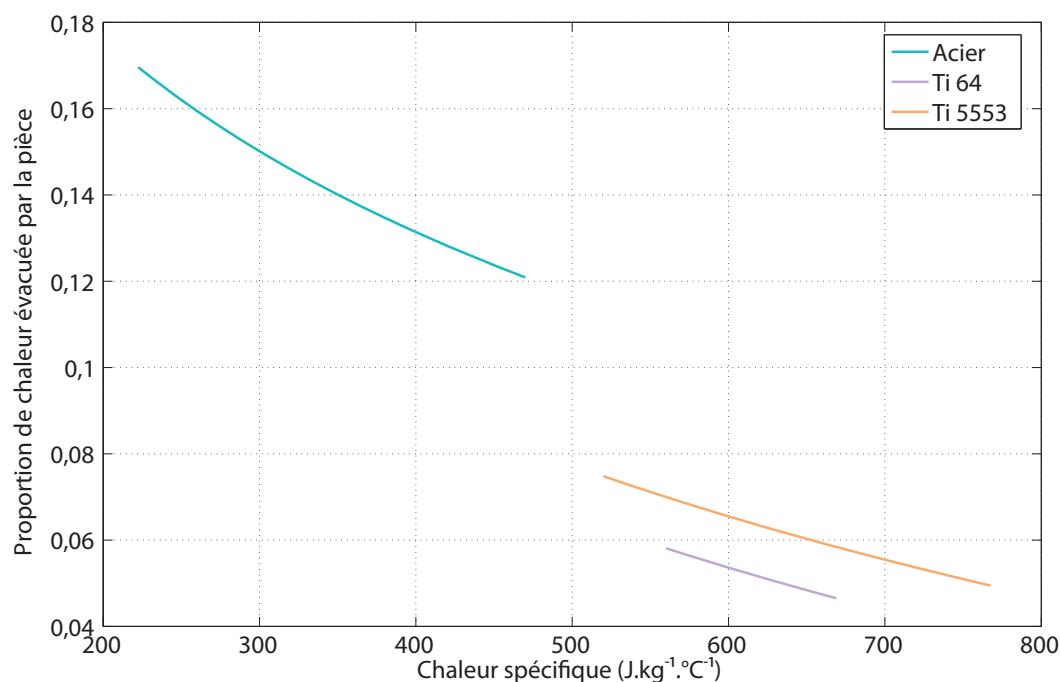


FIGURE 2.7 – Influence de la chaleur spécifique sur la coupe

($E_{acier} = 210$ GPa). Le comportement dans le domaine élastique des deux matériaux est semblable. La limite élastique et la limite à la rupture du Ti5553 sont en moyenne 30% plus importantes que celles du Ti64. Pour le Ti5553, nous observons un domaine plastique très restreint avec un fort taux d'écrouissage. La différence marquante entre les deux alliages est l'allongement. Le Ti5553 est un matériau très peu ductile comparé au Ti64.

Nous avons également réalisé des essais de traction à chaud (figure 2.8) à deux températures : 400 °C et 900 °C. Nous pouvons noter une différence notable entre le Ti5553 et le Ti64 en fonction de l'augmentation de la température. Les caractéristiques mécaniques du Ti64 diminuent régulièrement avec une réduction de 60% de sa résistance mécanique à 900 °C. Pour le Ti5553, nous observons des caractéristiques mécaniques plus stables qui se réduisent de 30% à 900 °C. La conservation de ces hautes caractéristiques mécaniques peut être une première explication de sa faible usinabilité. Il est également à noter que les deux matériaux ont une ductilité faible et constante avec l'augmentation de la température. Pour le Ti5553, nous observons un comportement plastique différent avec une courbe d'écrouissage modifiée.

Ces observations corrént avec l'utilisation des alliages de titane. En effet, les propriétés mécaniques restent élevées même à 400 °C et les contraintes à chaud du Ti5553 sont extrêmement importantes.

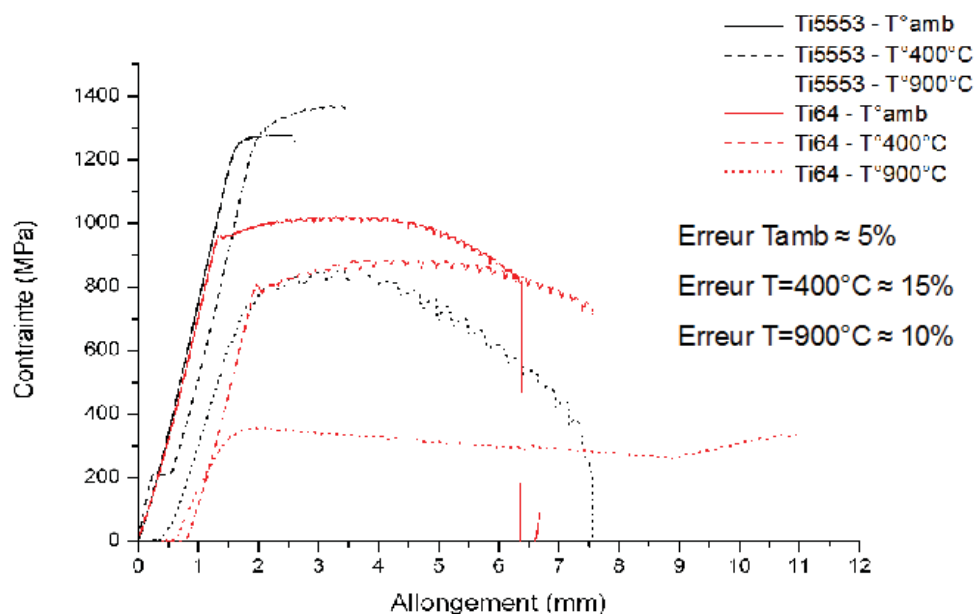


FIGURE 2.8 – Essais de traction à chaud et à température ambiante

2.2 Loi de comportement

Après avoir présenté les caractéristiques mécaniques et physiques du Ti5553, nous verrons dans un premier temps le comportement global du matériau. Cette partie sera suivie de son comportement en tournage et en fraisage.

Comme nous l'avons présenté dans l'état de l'art, les efforts de coupe en usinage résultent de contraintes dues à des sollicitations (déformation, vitesse de déformation et température). La modélisation thermomécanique permet de définir les sollicitations en fonction des conditions de coupe. La contrainte dans le matériau est, quant à elle, obtenue par l'intermédiaire d'une loi de comportement.

Notre choix s'est orienté vers la loi de comportement de Johnson-Cook. Elle apparaît comme étant la plus communément utilisée et présente l'intérêt de regrouper l'ensemble des sollicitations sous une même équation. La définition des coefficients est facilitée par le principe d'indépendance des termes permettant d'identifier chaque coefficient par un essai différent. Les moyens expérimentaux utilisés sont alors simplifiés.

2.2.1 Validité des lois de comportement en fonction des matériaux

La loi de Johnson-Cook peut être utilisée de différentes façons. En considérant un phénomène adiabatique, il est possible de considérer la loi de Johnson-Cook sans le terme d'adoucissement thermique ([Puigsegur 02]). [Ozel 06] utilise, pour le Ti64 et pour un acier, la loi de comportement entière. [Cherif 03], quant à lui, considère une loi modifiée pour l'acier dans laquelle le terme statique se limite à $B\varepsilon^n$.

Il est nécessaire de définir la forme de la loi de comportement à utiliser pour les alliages de titane. Cette première étude sera entièrement réalisée sur le Ti64. Ce choix est justifié par des caractéristiques proches du Ti5553 et que le Ti64 est le titane le plus communément utilisé. Nous avons basé notre étude sur les travaux de [Ozel 06] qui présente une grande base expérimentale d'essais d'usinage de Ti64. A partir de ses travaux, nous comparerons la contrainte obtenue expérimentalement dans le plan de cisaillement aux valeurs obtenues avec les différentes formes de la loi de Johnson-Cook (données dans les équations 2.1, 2.2, 2.3). Elles représentent respectivement la loi complète (JC_1), la loi sans l'adoucissement thermique (JC_2) et pour finir une loi où seule la partie statique est considérée (JC_3).

$$JC_1 : \sigma_{JC1} = [A + B\varepsilon_{ab}^n] \left[1 + C \log \left(\frac{\dot{\varepsilon}_{ab}}{\dot{\varepsilon}_o} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T_{ab} - T_w}{T_m - T_w} \right)^m \right] \quad (2.1)$$

$$JC_2 : \sigma_{JC2} = [A + B\varepsilon_{ab}^n] \left[1 + C \log \left(\frac{\dot{\varepsilon}_{ab}}{\dot{\varepsilon}_o} \right) \right] \quad (2.2)$$

$$JC_3 : \sigma_{JC3} = [A + B\varepsilon_{ab}^n] \quad (2.3)$$

Pour cette étude préliminaire, nous avons utilisé la loi de Johnson-Cook avec les coefficients présentés dans la table 2.3.

A	B	C	n	m
862,5	331,5	0,0120	0,34	0,8

TABLE 2.3 – Constantes de la loi de Johnson-Cook pour le Ti64 [Ozel 06]

Comme nous pouvons le remarquer sur la figure 2.9 chaque forme de la loi de Johnson-Cook ne présente pas les mêmes résultats. La plus proche des résultats expérimentaux est JC_1 où l'erreur moyenne est de 3,7% et l'écart type est de 2,9. Nous pouvons cependant observer une divergence sur les essais 5, 10 et 15. Cette différence s'explique par le domaine

de validité de la loi de comportement. Dans les travaux de [Ozel 06], le modèle est borné à des vitesses de déformation données ($\dot{\epsilon} < 25000 \text{ s}^{-1}$). Une analyse de ces valeurs nous permet d'observer que les plus grandes divergences apparaissent lorsque les vitesses de déformation ne sont pas comprises dans le domaine de validité de la loi. Nous pouvons réaliser une première conclusion : la loi de comportement utilisée doit avoir un domaine de validité suffisamment étendu et compatible avec les sollicitations obtenues en usinage.

Pour les deux autres formes de la modélisation, les valeurs sont toujours très éloignées des valeurs expérimentales. J_{C2} et J_{C3} représentent la contrainte sans considérer l'adoucissement thermique. La négligence de cette dernière engendre une surestimation de la contrainte. Le rôle de la partie dynamique est extrêmement important, mais sans l'adoucissement thermique, elle induit une contrainte supérieure à la contrainte expérimentale. En considérant seulement la partie statique, la contrainte reste éloignée de la contrainte expérimentale et quasiment identique quel que soit l'essai. Nous pouvons alors réaliser une seconde conclusion : même pour des matériaux gardant leurs propriétés thermiques à haute température, le rôle de l'adoucissement thermique est primordial.

La forme optimale de la loi de Johnson-Cook est la forme complète J_{C1} . Pour approcher un modèle fiable, le domaine de validité de la loi de Johnson-Cook devra absolument être choisi en fonction des conditions expérimentales.

Il existe différentes méthodes d'identification des constantes de la loi de Johnson-Cook. Les méthodes directes utilisent les ressources classiquement utilisées en « mécanique des matériaux ». Les coefficients de la partie statique peuvent être obtenus par un essai de traction, quant à l'adoucissement thermique, sa valeur peut être définie par des essais de tractions à différentes températures. Dans notre cas, la difficulté réside dans la définition du terme dynamique (C). Il existe plusieurs méthodes expérimentales (barre de Hopkinson ou essai de Taylor). Cependant, leurs vitesses de déformation s'avèrent insuffisantes pour les alliages de titane. D'autres méthodes, appelées méthodes indirectes, se basent sur des essais d'usinage et ont été développées par [Tounsi 02, Ozel 06]). Leur inconvénient majeur est qu'elles utilisent comme référence des lois définies au préalable par les méthodes classiques. Pour ces raisons, notre choix a été de définir une méthode alternative.

Pour définir les sollicitations, nous avons choisi de développer une méthode inspirée de la modélisation d'Oxley. En s'appuyant sur ce modèle, nous pouvons aisément définir les déformations, les vitesses de déformation, les températures et les contraintes pour des conditions de coupe données. Les valeurs des constantes de la loi de comportement seront alors définies pour répondre à l'ensemble des sollicitations et des contraintes calculées.

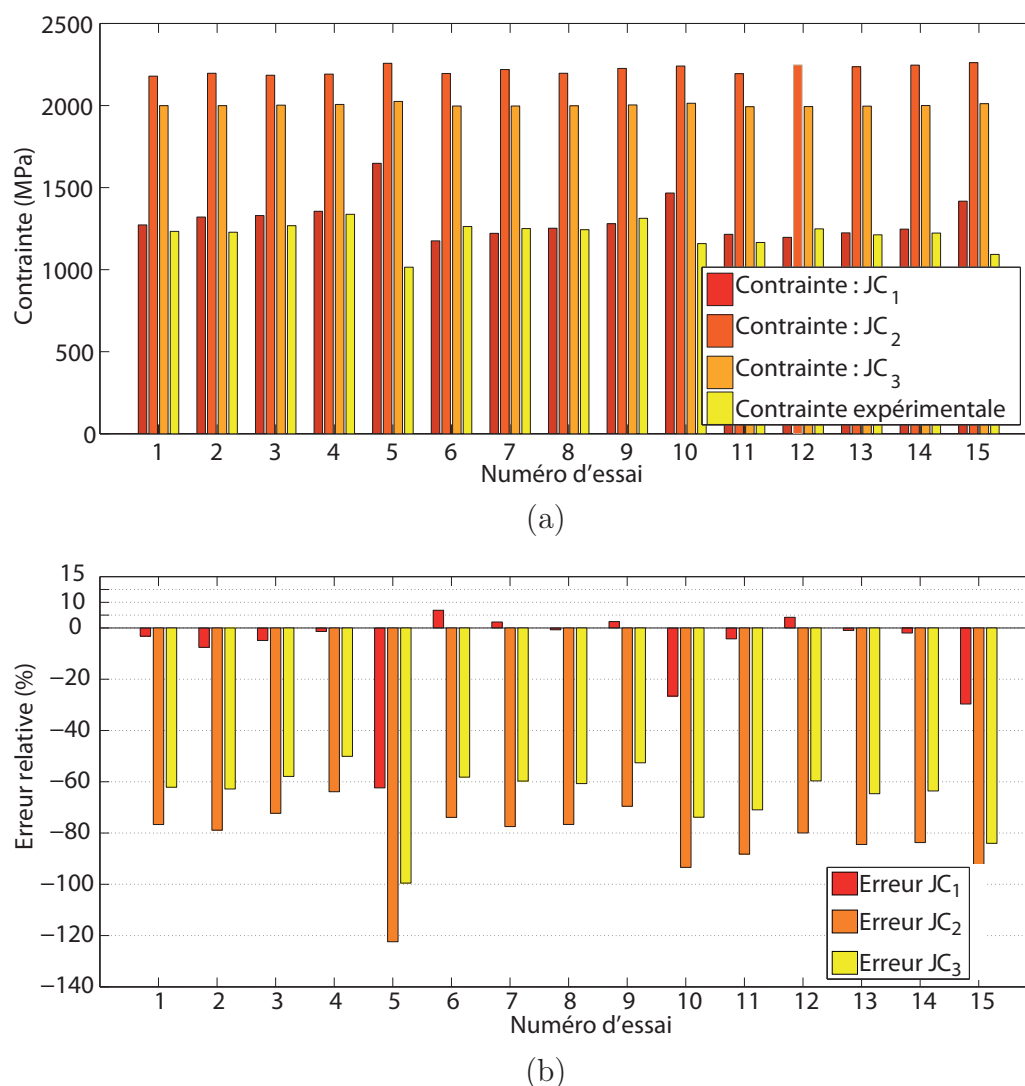


FIGURE 2.9 – Comparaison des formes de Johnson-Cook (a) et erreurs obtenues (b) sur le Ti64

2.2.2 Méthodes d'identification

Les différentes méthodes d'identification développées dans cette partie seront appliquées sur le Ti5553. Les constantes de la loi de Johnson-Cook sont définies à partir d'essais d'usinage et leur optimisation est effectuée avec l'algorithme de Levenberg-Marquardt. Nous avons développé trois méthodes différentes, chacune étant fonction du nombre de constantes à identifier et de la modélisation choisie.

Nous utiliserons les hypothèses de la modélisation d'Oxley à savoir :

- la largeur de coupe doit être suffisamment grande comparée à l'avance afin de s'assurer d'une zone de déformation plane,
- l'acuité d'arête est suffisamment faible pour qu'elle ne génère pas de phénomènes ex-

- térieurs. Elle sera choisie bien inférieure à l'avance. Cette hypothèse nous permet de négliger les efforts de poussée observés par [Albrecht 60],
- comme Oxley, les valeurs des constantes seront déterminées par rapport aux valeurs moyennes des déformations, vitesses de déformation et températures dans le plan de cisaillement primaire,
 - les valeurs seront déterminées à partir de la modélisation d'Oxley.

2.2.2.1 Méthode 1

La première méthode consiste à déterminer l'intégralité des constantes à partir d'essais d'usinage. Pour cela, une batterie d'essais a été effectuée avec le dispositif présenté en annexe 2. La plage de conditions de coupe a été choisie pour être représentative des conditions de coupe utilisées. Elle peut être obtenue en utilisant la méthode du COM présentée précédemment. Pour chaque essai, nous réaliserons une acquisition des efforts de coupe et l'épaisseur de copeau sera également mesurée.

La contrainte dans le plan de cisaillement primaire est définie à partir des efforts de coupe. Nous calculerons l'angle de cisaillement (ϕ) à partir de l'estimation faite par [Merchant 44] (équation 2.4) :

$$\phi = \text{atan} \left(\frac{\frac{h}{h_c} \cos(\alpha)}{1 - \frac{h}{h_c} \sin(\alpha)} \right) \quad (2.4)$$

où h est l'avance, h_c est l'épaisseur du copeau et α représente l'angle de coupe.

La déformation et la vitesse de déformation dans le plan de cisaillement primaire sont obtenues par les équations 1.5 et 1.6 page 34. La température dans le plan de cisaillement primaire est déterminée directement à partir de la modélisation d'Oxley.

Oxley a défini la valeur de C_o à 5,9 pour les aciers. Cette constante doit être définie pour chaque matériau. Elle représente la capacité du matériau à transformer la vitesse de coupe en vitesse de cisaillement. Elle peut être déterminée directement à partir d'essais d'usinage et d'un essai de traction. Nous utiliserons pour cela l'équilibre des pressions à la racine du copeau (P_a) et à la pointe de l'outil (P_b). Cette méthode développée par Oxley (Annexe 1) est également utilisée par [Ozel 06].

Nous utiliserons la chaleur spécifique et la conductivité thermique du Ti5553 données par le service matériaux de l'entreprise Messier-Dowty (équations 2.5) :

$$\begin{aligned} C_p &= 462 + 0,534T^\circ \\ S &= 8,1 + 0,013T^\circ \end{aligned} \quad (2.5)$$

La table 2.4 présente les conditions de coupe et la moyenne des données expérimentales de trois essais. L'ensemble des composantes de l'effort de coupe utilisées sont décrites dans l'Annexe 2.

Essai	V_c (m/min)	h (mm)	h_c (mm)	F_c (N)	F_f (N)
Essai 1	25	0,05	0,09	543	129
Essai 2	25	0,1	0,14	977	158
Essai 3	25	0,15	0,20	1390	189
Essai 4	25	0,2	0,31	1730	217
Essai 5	35	0,05	0,1	575	140
Essai 6	35	0,1	0,18	1020	173
Essai 7	35	0,15	0,27	1386	172
Essai 8	35	0,2	0,34	1747	281
Essai 9	45	0,05	0,09	618	177
Essai 10	45	0,1	0,16	1016	149
Essai 11	45	0,15	0,29	1381	188
Essai 12	45	0,2	0,38	1772	389
Essai 13	55	0,05	0,1	583	141
Essai 14	55	0,1	0,19	959	128
Essai 15	55	0,15	0,25	1340	209
Essai 16	55	0,2	0,33	1735	296
Essai 17	65	0,05	0,1	374	128
Essai 18	65	0,1	0,16	920	141
Essai 19	65	0,15	0,26	1384	304
Essai 20	65	0,2	0,32	1747	384

TABLE 2.4 – Conditions de coupe et données expérimentales (Outil Sandvik CCGX 120408 AL, b=5 mm)

Après avoir appliqué la modélisation d'Oxley, nous pouvons définir la contrainte et les sollicitations obtenues en usinage.

En appliquant l'algorithme de Levenberg-Marquardt, nous obtenons les valeurs des constantes pour le Ti5553 présentées dans la table 2.5.

A	B	C	n	m
837	364	0,1138	1,37	3,4190

TABLE 2.5 – Valeurs des constantes pour le Ti5553 avec la méthode 1

L'utilisation de la méthode 1, nous permet d'obtenir très rapidement des valeurs pour les cinq coefficients. Cependant, les valeurs obtenues n'ont pas de sens physiques or [Oxley 89] base sa modélisation sur les coefficients statiques de la loi de comportement. Par la méthode 1, il est possible d'obtenir une valeur négative pour l'adoucissement thermique ou une valeur très faible pour A . La faible cohérence entre ces valeurs et des valeurs physiquement justifiable est due à notre non-connaissance de ces termes. Dans leurs travaux, [Tounsi 02] ou [Ozel 06] optimisent leurs valeurs à partir d'une loi identifiée au préalable avec les méthodes directes. Dans notre cas, nous n'avons pas de valeurs initiales. Cette loi peut, cependant, être utilisée pour des modélisations numériques telles que les éléments finis. Dans le cas de la modélisation analytique, cette solution semble difficilement envisageable. En effet, la définition des efforts de coupe est fonction de phénomènes dans le plan de cisaillement primaire et dans la zone secondaire ([Oxley 89]). Dans le plan de cisaillement primaire, la loi de comportement met en relation la contrainte et les sollicitations. Les valeurs des constantes n'ont pour seul effet que de définir une relation juste. Pour la zone secondaire, Oxley définit certains paramètres (longueur de coupe, coefficient de frottement...) à partir des propriétés mécaniques des matériaux où seules les valeurs de la partie statique sont utilisées. En conclusion, la modélisation doit permettre de définir la contrainte en fonction des sollicitations et les valeurs de la partie statique doivent être physiquement justifiées.

Les valeurs simulées obtenues restent proches des valeurs expérimentales. Cette méthode s'avère relativement fiable (figure 2.10) dans la mesure où l'erreur maximale est de 7%.

2.2.2.2 Méthode 2

Pour les raisons citées précédemment, nous avons choisi de définir cette seconde méthode afin d'obtenir un modèle utilisable pour la modélisation analytique. Cette méthode se décompose en deux parties :

- les termes de la partie statique sont déterminés par une méthode d'identification directe (essais de traction à froid),
- le coefficient dynamique et l'adoucissement thermique sont définis à partir d'essais d'usinage, comme pour la méthode 1.

Cette méthode nous permet de ne pas utiliser les méthodes dynamiques difficilement applicables dans le cas des matériaux peu ductiles.

En appliquant l'algorithme de Levenberg-Marquardt aux essais d'usinage combiné aux essais de traction à froid, nous obtenons les valeurs reportées dans la table 2.5.

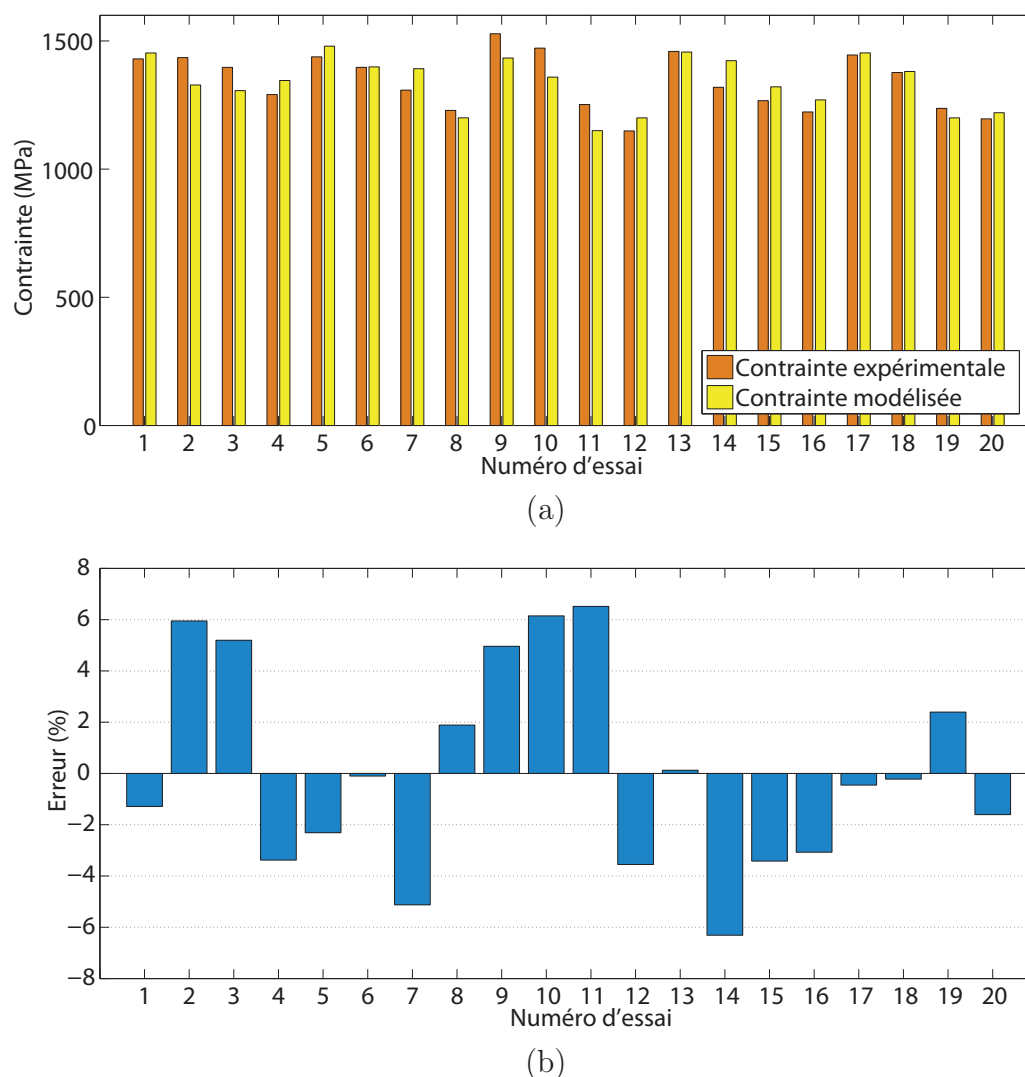


FIGURE 2.10 – Comparaison entre les contraintes expérimentales et les contraintes issues de la modélisation (a) et les erreurs associées (b) pour la méthode 1

A	B	C	n	m
1243	100	-0,0151	0,29	13.8170

TABLE 2.6 – Valeurs des constantes pour le Ti5553 avec la méthode 2

En utilisant la méthode 2, nous pouvons constater sur la figure 2.11 que l'erreur entre les valeurs expérimentales et les valeurs simulées est légèrement réduite. L'erreur maximale observée est de 4%. Cette amélioration découle de l'importance de la partie statique, obtenue par les méthodes directes (essai de traction), dans la définition de la contrainte. D'autre part, l'algorithme d'identification définit deux valeurs pour vingt équations facilitant ainsi leurs définitions.

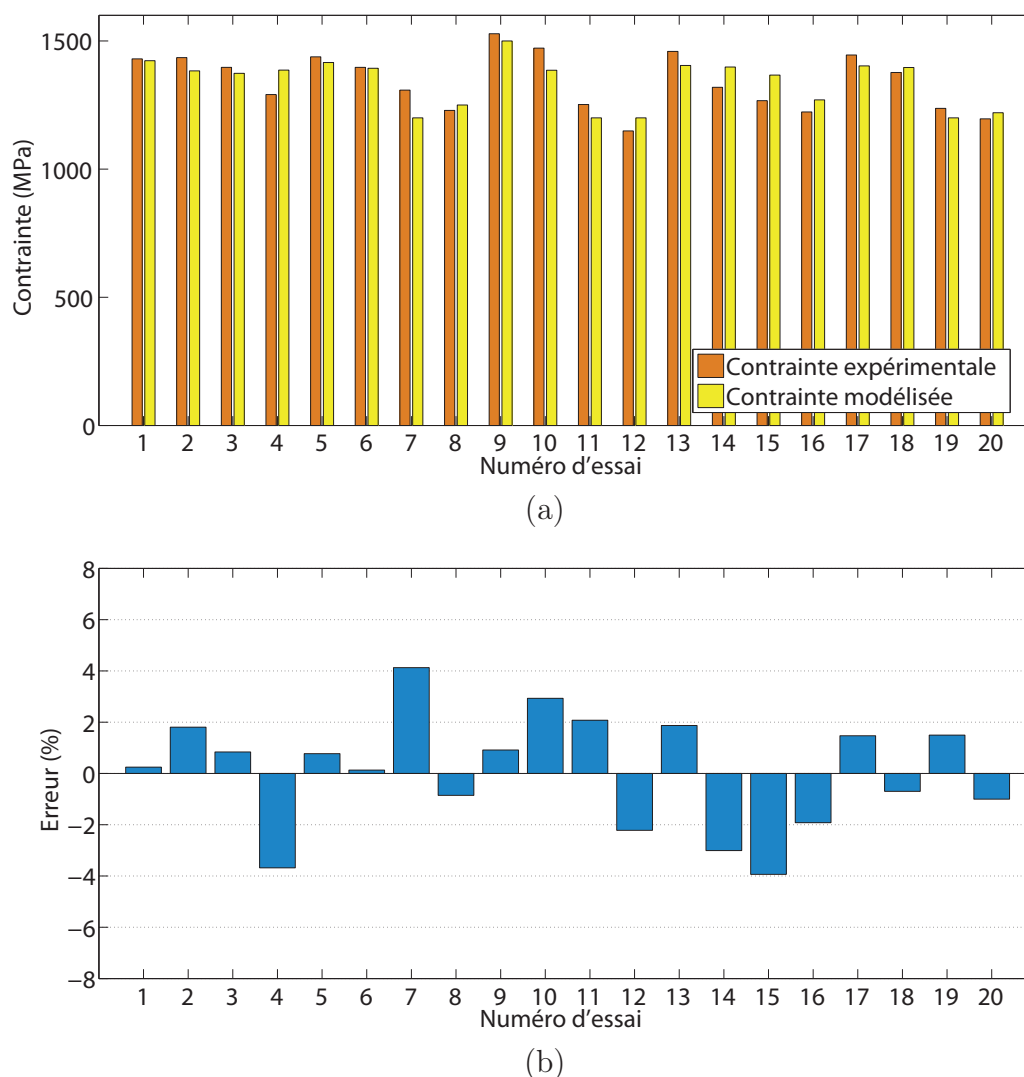


FIGURE 2.11 – Comparaison entre les contraintes expérimentales et les contraintes issues de la modélisation (a) et les erreurs associées (b) pour la méthode 2

2.2.2.3 Méthode 3

La dernière méthode est un compromis entre les méthodes classiques utilisées en science des matériaux à savoir des essais de traction à froid et à chaud et la méthode 2. En réalisant un bilan des moyens expérimentaux, nous avons observé que la plus grande difficulté des méthodes classiques était la détermination du coefficient dynamique due à des vitesses de déformations observées en usinage du Ti5553 très importantes. Nous allons utiliser les méthodes classiques pour déterminer les coefficients statiques et l'adoucissement thermique. Pour cela, nous réaliserons des essais de traction à différentes températures. Les coefficients A , B et n seront obtenus à partir de l'essai à température ambiante. Le

coefficient d'adoucissement thermique m sera défini avec des essais de traction à chaud. Les essais d'usinage seront seulement utilisés pour la définition du coefficient dynamique. Cette méthode nous permet d'obtenir les coefficients présentés dans la table 2.7.

A	B	C	n	m
1243	100	0,00134	0,29	1

TABLE 2.7 – Valeurs des constantes pour le Ti5553 avec la méthode 3

Comme pour les deux premières méthodes, les valeurs obtenues corrélient avec les résultats expérimentaux. L'erreur maximale est de 4% (figure 2.12). Nous pouvons alors considérer que cette méthode est également fiable.

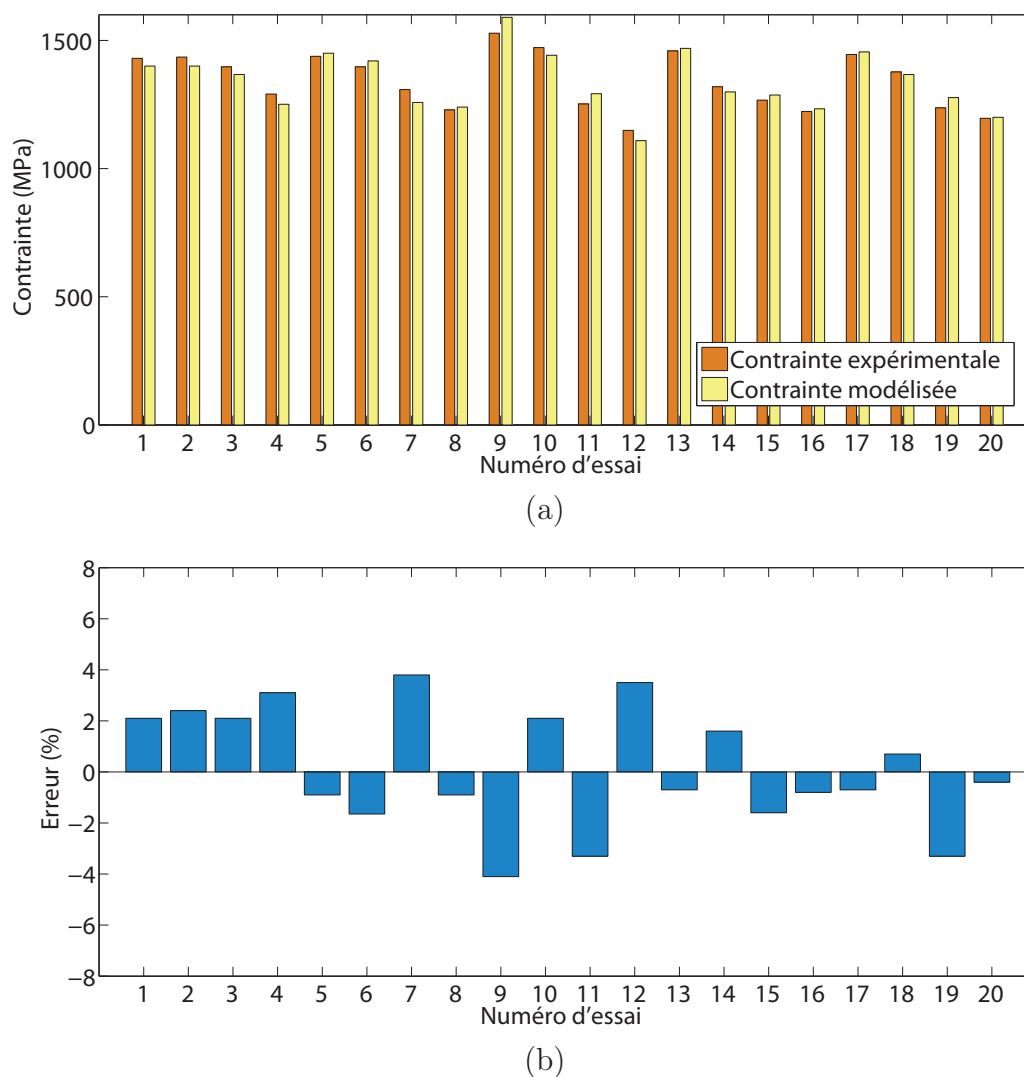


FIGURE 2.12 – Comparaison entre les contraintes expérimentales et les contraintes issues de la modélisation (a) et les erreurs associées (b) pour la méthode 3

2.2.3 Conclusion sur la loi de comportement

Nous avons observé que les lois obtenues par une méthode directe avaient souvent un domaine de validité trop restreint surtout pour la partie dynamique. Afin de palier à ce problème, des techniques d'identification à partir d'essais d'usinage ont été définies. Cependant, ces dernières ont montré certains inconvénients comme l'utilisation de logiciels supplémentaires ([Cherif 03]) ou de modèles de coupe différents ([Tounsi 02]). Pour ces raisons, nous avons choisi de développer trois méthodes d'identification des constantes que nous allons rapidement résumer.

La méthode 1 s'appuie seulement sur des essais d'usinage (figure 2.13). Pour chaque condition de coupe, nous avons défini les déformations, les vitesses de déformation et les températures à partir de la modélisation d'Oxley. Les contraintes dans le plan de cisaillement primaire sont obtenues quant à elles à partir des efforts de coupe. La loi de Johnson-Cook est alors définie à partir de 20 conditions de coupe usuelles pour l'usinage du Ti5553. Les valeurs obtenues n'ayant pas de sens physique, elles ne peuvent donc pas être utilisées pour la modélisation analytique, mais conviennent parfaitement aux modèles numériques (éléments finis).

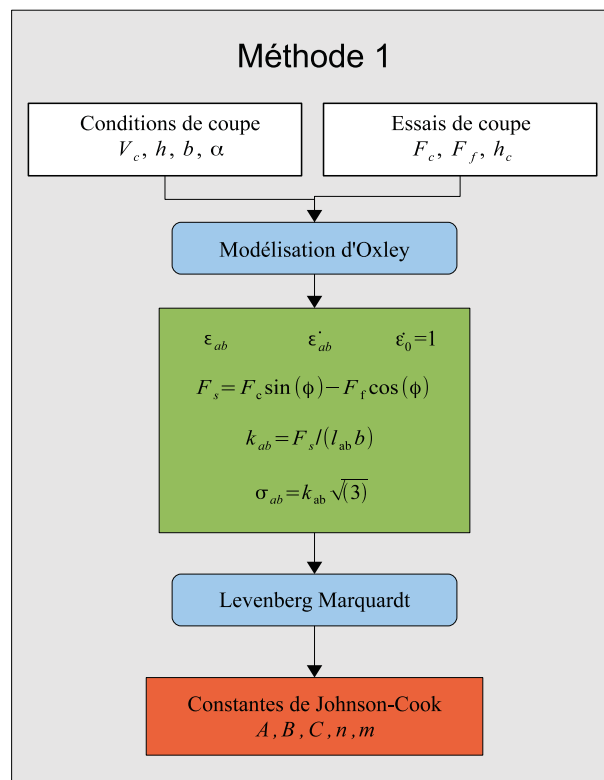


FIGURE 2.13 – Résumé de la méthode 1

Pour la seconde méthode, des essais de traction s'ajoutent aux essais d'usinage (figure 2.14). Pour la modélisation des efforts de coupe d'Oxley, seules les constantes de la partie statique doivent avoir un sens physique. Ces dernières ne sont pas employées pour définir une contrainte pour des sollicitations données, mais elles sont utilisées pour calculer des grandeurs caractéristiques (longueur de coupe, coefficient de frottement). La méthode 2 permet de garantir les valeurs des paramètres de la partie statique (A, B, n) par l'utilisation d'un essai de traction. Les autres coefficients (adoucissement thermique et coefficient dynamique) sont définis à partir des essais d'usinage. L'intérêt de cette méthode est de garantir des valeurs rendant la loi de comportement applicable à des modélisations analytiques.

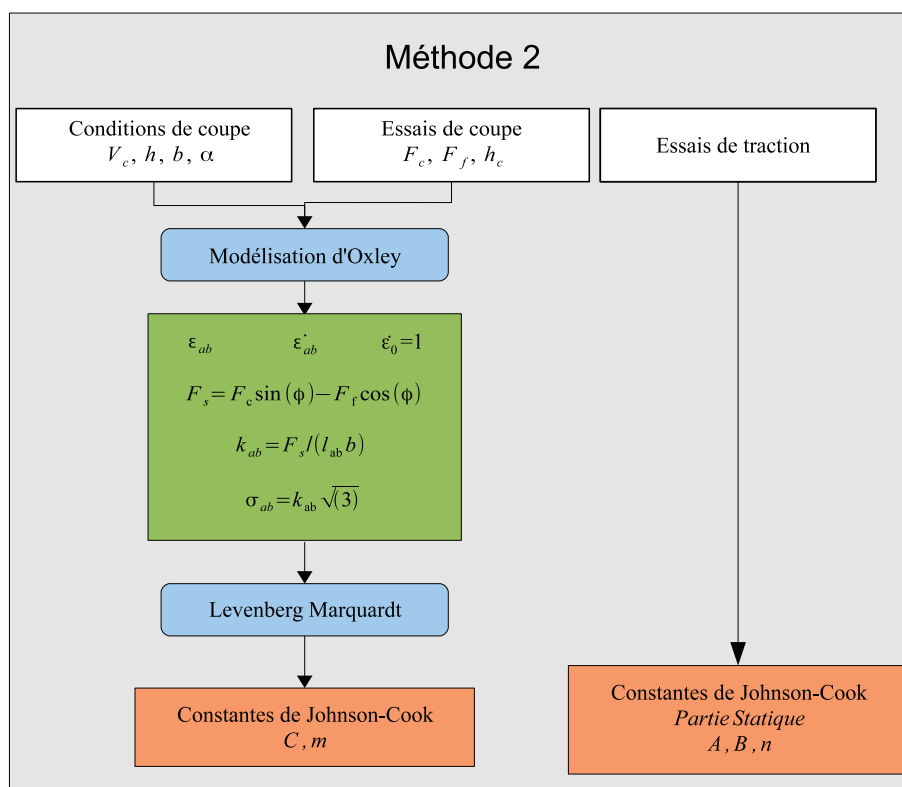


FIGURE 2.14 – Résumé de la méthode 2

La troisième méthode est la méthode la plus achevée (figure 2.15). Elle utilise les méthodes directes (essais de traction à froid et à chaud) pour obtenir les constantes de la partie statique et l'adoucissement thermique. La partie dynamique qui représente la principale difficulté est définie à partir des essais d'usinage. Cette méthode nécessite plus de moyens expérimentaux mais garantit un sens physique pour toutes les valeurs. Il n'est plus nécessaire de connaître la loi au préalable pour optimiser les valeurs.

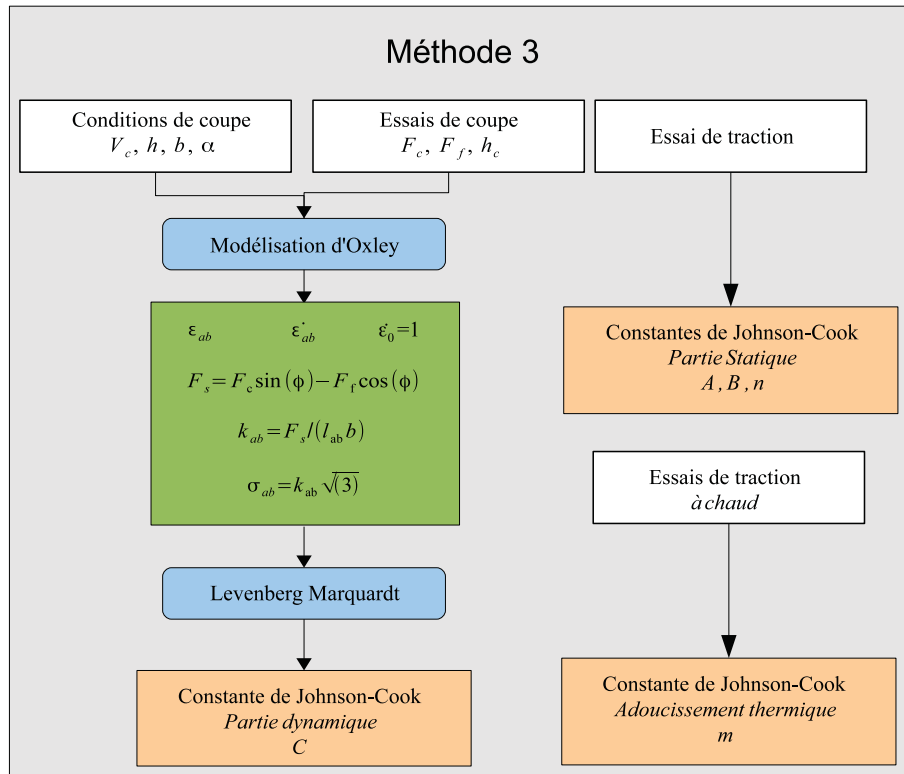


FIGURE 2.15 – Résumé de la méthode 3

2.2.4 Analyse des méthodes d'identification

L'influence du matériau est matérialisée par la constante C_o . Entre les trois matériaux étudiés (acier, Ti64, Ti5553), sa valeur reste sensiblement comprise entre 3 et 7. Les conditions de coupe sont définies en fonction des matériaux. La figure 2.16 montre l'influence conjuguée des vitesses de coupe et d'avance sur la vitesse de déformation. Ces figures ont été établies dans des conditions d'utilisation usuelles pour ces matériaux (définies par le COM). Nous observons que la vitesse de déformation la plus élevée est obtenue pour les alliages de titane, et ce, malgré les faibles vitesses de coupe utilisées. Le facteur le plus influent dans cette analyse est la vitesse d'avance souvent faible pour ces alliages.

Nous pouvons alors compléter l'analyse de [Changeux 01] qui classe les procédés de fabrication en fonction de leur vitesse de déformation. Cette dernière est bien fonction du mode de déformation mais il est nécessaire d'intégrer la vitesse de coupe, le matériau et surtout l'avance. A partir de cette analyse, il est alors clair que pour les alliages de titane, la barre de Hopkinson ne peut être utilisée pour définir la partie dynamique de la loi de comportement.

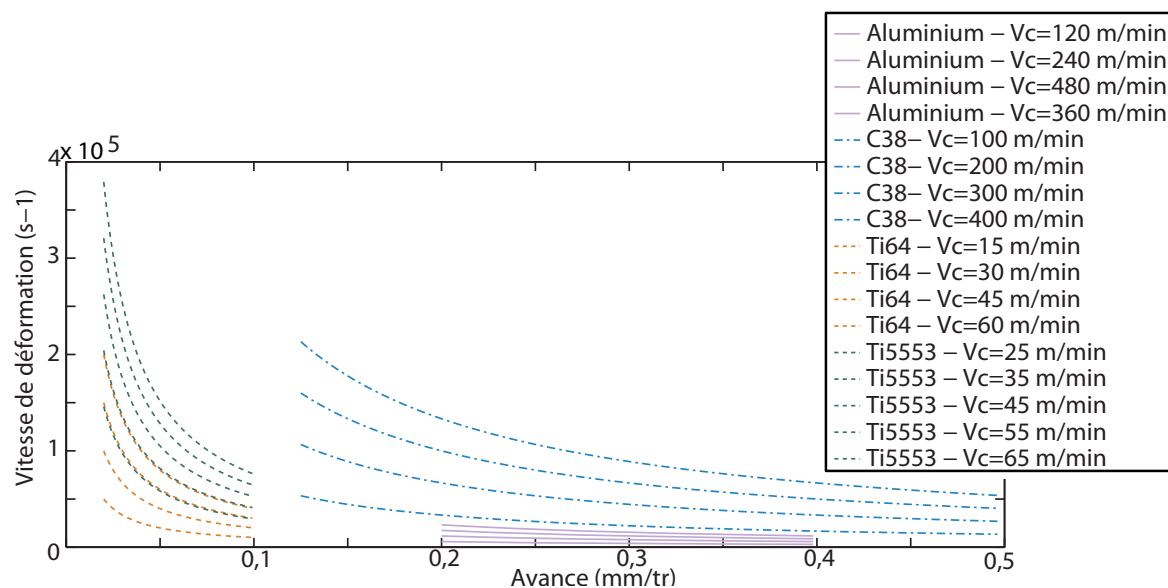


FIGURE 2.16 – Intégration des conditions de coupe dans les vitesses de déformation

2.3 Efforts de coupe en tournage

Dans le chapitre précédent, nous avons caractérisé le comportement du matériau dans le cas général au travers d'une loi de comportement. Nous pouvons à présent caractériser le comportement de l'alliage en usinage. Notre démarche se décompose en deux parties :

- une phase expérimentale où les paramètres à intégrer dans la modélisation ont été choisis,
- une phase de développement des modèles d'efforts de coupe adaptés à l'usinage du Ti5553.

2.3.1 Essais

A notre connaissance, peu de travaux traitent de l'usinabilité du Ti5553. [Arrazola 09a] compare l'usinabilité du Ti5553 et du Ti64. Il montre que le Ti5553 a une plus faible usinabilité que le Ti64. [Braham-Bouchnak 10] a proposé récemment une étude sur l'usinabilité de ce matériau et des techniques d'assistance. Cependant, à notre connaissance, l'état de l'art ne présente pas de solutions optimales ou ne donne pas l'influence des paramètres (conditions de coupe, géométrie d'outil, matériau de coupe) sur les efforts de coupe et sur l'usure de l'outil.

L'objectif de cette première partie est de définir au travers d'essais en coupe orthogonale l'influence de chaque facteur sur le processus de coupe. Ces essais nous permettront ensuite de choisir les paramètres à intégrer dans la modélisation.

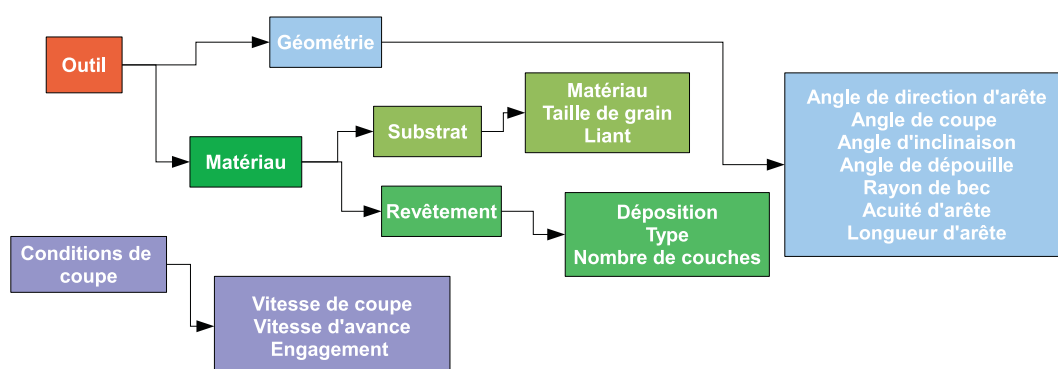


FIGURE 2.17 – Facteurs d'entrée

Pour ces essais, nous avons choisi de vérifier l'influence des facteurs d'entrée énumérés figure 2.17 d'une part sur les efforts de coupe et d'autre part sur la température. Ce dernier point étant, d'après l'état de l'art, un des facteurs significatifs rendant contraignant l'usinage des titanes.

2.3.1.1 Conditions expérimentales

Le dispositif expérimental (machine et platine de mesure d'efforts) utilisé pour cette campagne est présenté dans l'annexe 2. Pour les températures de coupe, notre choix s'est orienté vers le système Actarus composé d'une plaquette d'usinage équipée d'un thermocouple placé à 0,5 mm de l'arête de coupe. L'ensemble est ensuite relié à un ordinateur où le signal est traité par le logiciel TWS développé par Actarus.

Champs d'investigation

La table 2.8 résume l'ensemble des conditions expérimentales. Nous avons choisi de tester une grande variété de conditions de coupe (vitesse de coupe et vitesse d'avance). Les valeurs choisies ont été fixées à partir de conditions communément utilisées sur le Ti64. Le choix des préparations d'arête a été fixé à partir des outils proposés par les carburiers à l'entreprise Messier-Dowty.

Paramètres	Valeurs
Préparation d'arête	Arête rayonnée : 0,04 mm et 0,08 mm Arête chanfreinée : 0,15 mm - 15 °
Angle de coupe	0 ° ; 5 ° ; 10 ° ; 15 ° ; 20 °
Vitesse de coupe	30 m/min < V_c < 120 m/min
Avance	0,1 mm/tr < f < 0,3 mm/tr

TABLE 2.8 – Conditions expérimentales

Afin de maîtriser l'ensemble des géométries de coupe, nous avons fait fabriquer différentes plaquettes dont l'angle de coupe et la préparation d'arête varient. Le substrat des plaquettes est un micrograin avec un liant cobalt. Le choix de ce substrat se justifie par sa grande utilisation par les carburiers et par l'entreprise et ce malgré son affinité chimique avec les titanes. Notre choix a donc été, dans un premier temps, de comprendre son influence sur le processus de coupe. Le revêtement est un TiN déposé par PVD. Avant de réaliser ces essais, toutes les préparations d'arêtes et les angles de coupe ont été mesurés.

2.3.1.2 Analyses des résultats : effet des conditions de coupe

Influence sur les efforts de coupe

Pour définir l'influence de la vitesse de coupe, nous avons utilisé l'essai de caractérisation par V_{min} selon la norme ([AFN a]). Deux types de préparation d'arête ont été testés : une arête rayonnée et une arête chanfreinée. La figure 2.18 présente les deux composantes F_c et F_f et la résultante R de l'effort en fonction de la vitesse de coupe. Pour ces essais, la section de coupe étant unitaire ($b = 0,5$ mm et $f = 0,2$ mm/tr), la pression spécifique de coupe est égale à la résultante. Pour les deux préparations, le point d'inflexion, tel que la norme le propose, n'apparaît pas de manière évidente (figure 2.18). Nous identifions une vitesse de coupe minimale (V_{min}) à 60 m/min. Toutefois, l'usinage à cette vitesse de coupe engendre des entailles et un écaillage rapide. Nous avons donc fait le choix de définir une zone de fonctionnement, compromis entre l'essai de V_{min} et l'usure rapide observée. Cette plage d'utilisation a été fixée entre 30 et 50 m/min. La vitesse de coupe a peu d'influence sur la résultante R dans cette plage jusqu'à 80 m/min (figure 2.18). Au-delà de 80 m/min, la composante F_f augmente pour se rapprocher de F_c . L'augmentation de la vitesse de coupe entraîne une plus grande vitesse de cisaillement élevant ainsi la contrainte dans la zone primaire et surtout dans la zone secondaire. Cependant, les valeurs des vitesses de coupe utilisées et les caractéristiques mécaniques du matériau ne permettent pas de bénéficier de l'adoucissement thermique comme dans le principe de l'UGV.

Influence sur la température de coupe

Pour ces essais, nous avons utilisé les plaquettes présentées précédemment (tableau 2.8) avec un engagement radial de 5 mm et une avance de 0,2 mm/tr. L'ensemble des températures présentées dans nos travaux est la température observée après 8 secondes d'usinage (figure 2.19). Ce faible temps d'acquisition est dû à la grande fragilité des plaquettes préparées pour le système Actarus. Le positionnement du thermocouple, au plus proche de l'arête, crée une amorce de fissure fragilisant ainsi la plaquette. Quel que

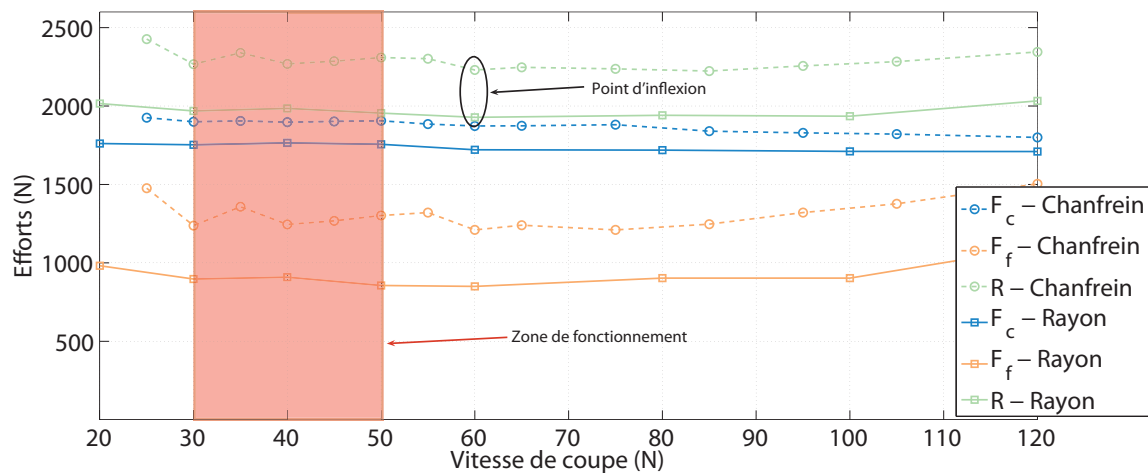


FIGURE 2.18 – Influence de la vitesse de coupe (plaquette Sandvik CNMG 160612-23 et CNMG 160612-QM, $b=5$ mm, $f=0.2$ mm/tr)

soit l'angle de coupe ou la préparation d'arête, la température de coupe augmente avec la vitesse de coupe.

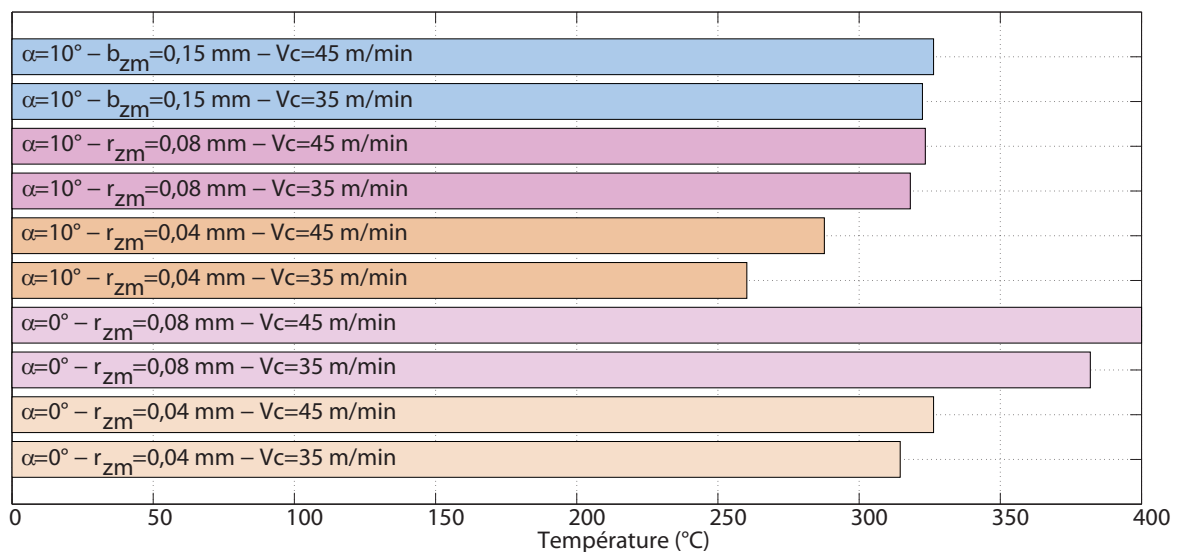


FIGURE 2.19 – Température de l'outil après 8 secondes d'usinage ($b=5$ mm et $f = 0.2$ mm/tr)

2.3.1.3 Analyses des résultats : effet de l'angle de coupe

Influence sur les efforts de coupe

Quelle que soit la préparation d'arête, l'augmentation de l'angle de coupe a tendance à

réduire les efforts (figure 2.20). Une élévation de 20° de l'angle entraîne une réduction de 35% de l'effort. La diminution de l'effort peut être expliquée par une meilleure pénétration de l'outil dans la matière ([Saglam 07]). L'augmentation de l'angle de coupe entraîne également une augmentation de l'angle de cisaillement et donc une réduction des efforts.

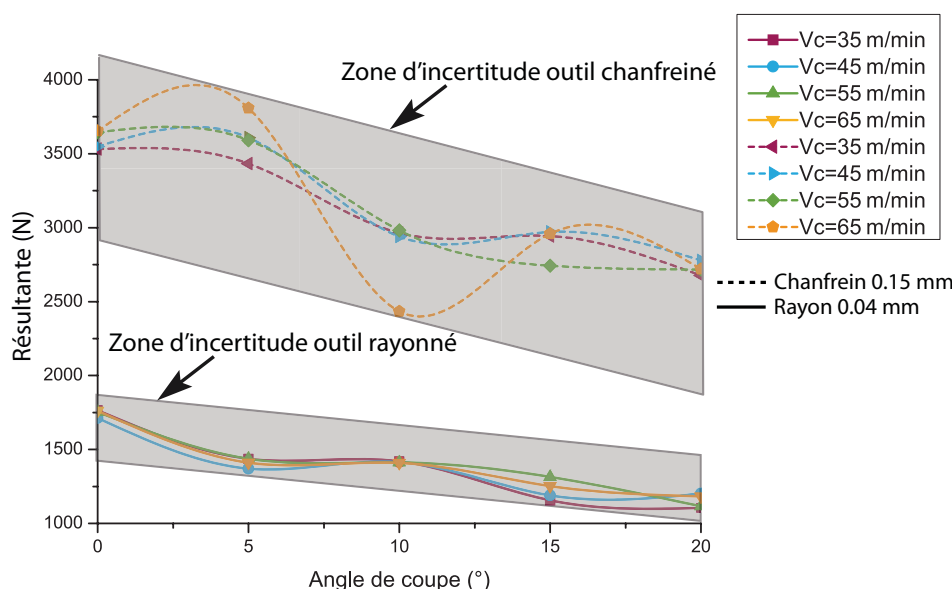


FIGURE 2.20 – Influence de l'angle de coupe pour une arête rayonnée 0,04 mm et une arête chanfreinée ($0,15\text{ mm} \times 15^\circ$) ($b = 5\text{ mm}$ et $f = 0,2\text{ mm/tr}$)

Mais, une augmentation de l'angle de coupe entraîne une diminution de la résistance de la plaquette. En conclusion, son choix doit être un compromis entre la réduction de l'effort et la tenue de la plaquette. L'effort spécifique de coupe du Ti5553 étant supérieur à l'acier, la compréhension de ce point peut être primordiale.

Influence sur la température de coupe

Pour toutes les préparations d'arête, la température de l'outil est minimale pour un angle de 10° . L'augmentation de l'angle de coupe entraîne une diminution des efforts de cisaillement et des efforts de frottement. En se basant sur la modélisation de [Oxley 89], il nous est possible d'estimer l'énergie calorifique dans les deux zones de cisaillement. Cette dernière est fonction des efforts de cisaillement et de la vitesse de cisaillement. Pour une même vitesse de coupe, une diminution des efforts entraîne une réduction de la température de coupe.

2.3.1.4 Analyses des résultats : effet de la préparation d'arête

Influence sur les efforts de coupe

Les premiers essais ont permis de mettre en avant l'influence de la préparation d'arête sur la résultante de l'effort de coupe (figure 2.21). L'effort minimal est obtenu pour l'arête la plus tranchante et l'effort maximal avec un rayon de préparation d'arête de 0,08 mm. La réduction de l'effort s'explique par une meilleure pénétration de l'outil dans la matière. [Karpas 06b, Karpas 06a] montrent que l'augmentation du rayon d'arête ou du chanfrein entraîne une élévation des contraintes dans cette zone et donc des efforts. Cependant, l'utilisation d'une préparation d'arête, quelle que soit sa forme, ne génère pas une augmentation aussi significative dans les matériaux plus classiques. Cette différence peut s'expliquer par une plus grande résistance du Ti5553 comparée à l'aluminium.

L'influence conjuguée de la préparation d'arête et de l'avance modifie la répartition de F_c et F_f . Pour le chanfrein, tant que l'avance est inférieure à 0,22 mm/tr (1,5 fois la préparation) la composante F_c est la plus faible. Cette valeur passée, F_c devient supérieure à F_t . Cette inversion se produit à une avance plus faible pour la préparation d'arête de rayon 0,04 mm. Nous pouvons estimer cette valeur à 0,11 mm/tr soit trois fois la préparation d'arête.

Pour une valeur d'avance inférieure à la préparation d'arête, la matière est piégée sous la préparation laissant apparaître une zone morte où les vitesses de déformation deviennent quasiment nulles ([Movahhedy 02]). Le chanfrein ou le rayon deviennent alors la face de coupe principale. La coupe est ici assimilée à de la coupe raclante ou négative entraînant une augmentation des efforts de coupe. Dans cette configuration, les phénomènes induits par la préparation d'arête sont prépondérants et engendrent une composante F_f supérieure. Si l'avance devient plus importante que la préparation d'arête, les phénomènes de coupe deviennent identiques à ceux retrouvés lors de l'usinage d'un matériau classique.

En conclusion, l'utilisation d'une arête rayonnée de faible rayon diminue les efforts de coupe. Un rayon trop grand engendre des efforts supérieurs, une augmentation de 100% du rayon engendre un effort de coupe 50% plus important. Il faut également prendre en compte la modification de la direction de l'effort en fonction de la relation préparation d'arête/avance.

Influence de la température de coupe

La température de coupe minimale est obtenue avec un rayon de 0,04 mm et la température maximale avec un rayon de 0,08 mm. D'après [Karpas 08], l'augmentation de la préparation d'arête ne modifie pas la température maximale dans l'outil mais change sa répartition. Il montre également qu'une plus grande préparation d'arête entraîne une

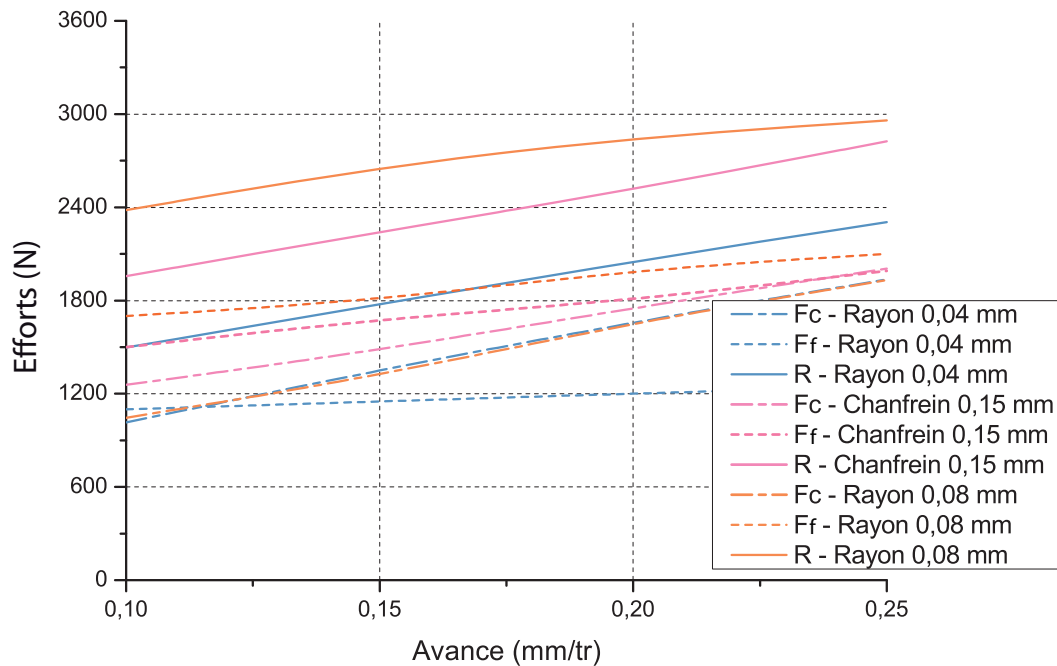


FIGURE 2.21 – Influence de la préparation d'arête ($b = 5\text{ mm}$, $\alpha = 20^\circ$, $V_c = 45\text{ m/min}$)

élévation des températures de coupe à la pointe de l'outil, mais surtout de la zone de transfert de chaleur.

La température étant fonction de la vitesse de cisaillement et des frottements, la température maximale est alors obtenue pour un rayon maximal. Nous observons que la température de l'outil pour le rayon de $0,08\text{ mm}$ augmente de 25% pour un effort doublé (figure 2.19). En conclusion, la diminution de la préparation d'arête entraîne une réduction des efforts, de la température et de la zone de contact. Le choix du rayon minimum est une solution permettant de réduire les efforts et les températures de coupe. Ces observations peuvent être utilisées dans la perspective de la maîtrise de l'usure. De plus, limiter la section de transfert de chaleur nous permet de garder la température dans la zone de coupe et d'envisager un adoucissement thermique même si il semble difficile à obtenir avec le Ti5553. Nous observons également que le niveau de température à $0,5\text{ mm}$ de la pointe de l'outil reste supérieur aux températures observées en UGV pour les matériaux classiques. Cette différence s'explique par une plus grande résistance mécanique entraînant une augmentation de la température mais également par la faible conductivité thermique du Ti5553 qui induit une plus grande évacuation de la chaleur par l'outil.

2.3.1.5 Conclusion et choix des paramètres à intégrer dans la modélisation

D'après notre étude préliminaire, les paramètres les plus influents sont l'angle de coupe et la préparation d'arête. L'augmentation de l'angle de coupe permet de réduire les efforts et les températures. L'effet conjugué de la préparation d'arête et de l'avance modifie la valeur de la résultante et la direction de l'effort. L'angle de coupe et l'avance apparaissent toujours dans les modélisations tandis que les préparations d'arête le sont plus rarement. Durant cette phase préliminaire, nous n'avons pas testé le matériau de coupe. Son influence sera abordée lors de la définition des coefficients de frottement.

L'objectif est de trouver des modélisations intégrant ces deux derniers points. Dans le cadre de nos travaux, nous avons choisi de développer des modèles intégrant les outils sans préparation et avec des préparations rayonnées et chanfreinées.

2.3.1.6 Analyses

Le système Actarus s'est avéré peu utile pour notre étude. Le positionnement du thermocouple proche de l'arête de coupe fragilise cette dernière et n'autorise pas d'essais longs sur le Ti5553. De plus, l'étalonnage de ce système reste compliqué voir impossible. La technique utilisée par [Puigsegur 02], d'estimation des flux, semble délicate à utiliser, le thermocouple étant trop proche de l'arête de coupe. De plus, la tolérance de positionnement du thermocouple s'ajoute à l'imprécision du système.

2.3.2 Modification de la modélisation

Nous avons défini trois modélisations des efforts de coupe en tournage. Le premier modèle permet d'obtenir les efforts de coupe à partir de la modélisation d'Oxley. Pour les préparations d'arêtes rayonnées et chanfreinées, nous avons utilisé deux modèles différents que nous présenterons par la suite.

Comme nous l'avons précisé précédemment, la modélisation s'appuie sur les propriétés mécaniques du matériau pour définir la longueur de contact et le coefficient de frottement. Le prochain chapitre sera consacré à vérifier si les méthodes que nous avons développées pour définir les constantes de la loi de Johnson-Cook sont utilisables dans la modélisation d'Oxley. Nous profiterons également de cette partie pour vérifier si les formulations déterminées par Oxley sont appropriées au Ti5553.

2.3.2.1 La longueur de contact entre le copeau et la face de coupe

Phase expérimentale

Dans l'état de l'art, nous avons observé que les modèles proposés ne sont jamais définis pour le Ti5553. L'objectif de cette partie est de mettre en avant le modèle le plus proche des résultats expérimentaux. Pour cela, nous avons effectué des essais de coupe où les efforts de coupe et la longueur de contact ont été mesurés respectivement sur la platine Kistler et sur une binoculaire. Afin d'obtenir une moyenne de la longueur de contact, toutes les mesures ont été effectuées en plusieurs points (figure 2.22). La plaquette utilisée est une plaquette Sandvik CNGA 120404S01525 avec une préparation d'arête minimale permettant d'obtenir un rapport préparation/avance supérieur à 4. Le substrat de la plaquette est une céramique à base de Silicium et le revêtement un TiN. Le choix de cette plaquette se justifie par une face de coupe sans géométrie complexe, nous permettant une mesure facilitée de la longueur de contact. Cependant, il sera nécessaire de valider cette démarche sur l'ensemble des géométries de coupe (revêtement, angle de coupe, préparation d'arête) utilisées lors de nos essais. Nous avons testé quatre vitesses de coupe et quatre vitesses d'avance avec un engagement $b = 5\text{mm}$. Les paramètres sont résumés dans la table 2.9.

Paramètres	Valeurs
$V_c(\text{m/min})$	30/40/50/60
$f(\text{mm/tr})$	0,1/0,2/0,3/0,4

TABLE 2.9 – Paramètres des essais de caractérisation de la longueur de contact

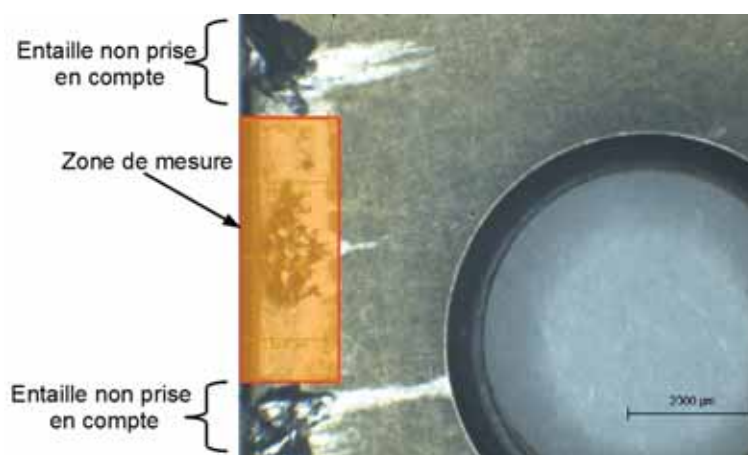


FIGURE 2.22 – Exemple de mesures

Avant de définir le modèle le plus adapté, nous pouvons effectuer une première analyse des résultats présentés sur la figure 2.23. La longueur de contact n'est pas modifiée par

l'augmentation de la vitesse de coupe sur notre plage d'essais, seul un accroissement de l'avance la modifie. Nous avons comparé les résultats du Ti5553 au Ti64. Entre les deux alliages de titane, nous n'observons pas de différence notable sur les valeurs et sur l'influence des conditions de coupe.

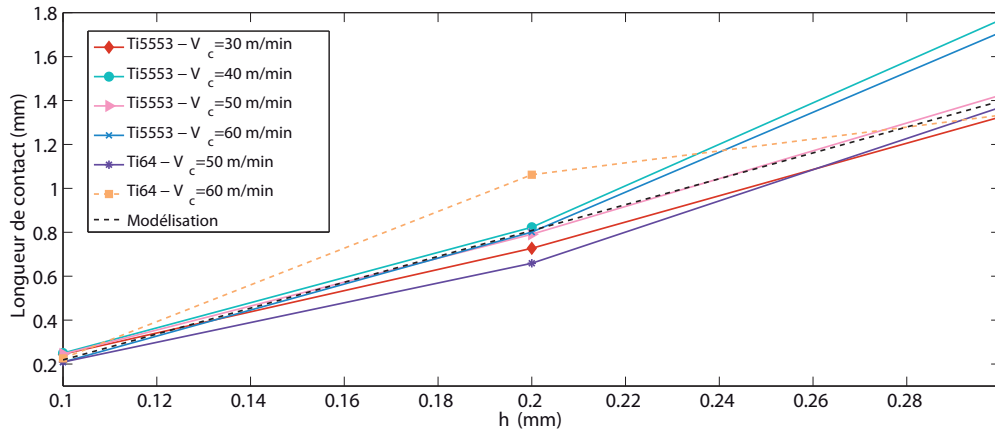


FIGURE 2.23 – Relation entre la longueur de contact et les conditions de coupe (plaquette CNGA 120404S01525, $b = 5$ mm, $f = 0,2$ mm/tr)

Modélisation

Nous avons étudié toutes les modélisations à l'exception des modèles de [Stephenson 97] et [Zhang 91]. En effet, ces deux modèles font intervenir la vitesse de coupe et nous avons vu que ce paramètre n'a pas d'influence.

Nous observons sur la figure 2.24 les différentes longueurs calculées avec les modèles cités précédemment. En règle générale, la modélisation proposée par Oxley surestime la longueur de contact. Les modèles développés par [Lee 51], [Tay 76], [Vinogradov 85] et [Abdulaze 62] sous-estiment les valeurs. Les modèles de [Kato 72] et [Poletika 69] corrént avec les valeurs expérimentales. Les coefficients de ces deux modèles ont été recalculés à partir des essais pour les adapter au Ti5553.

La mise en oeuvre des modèles de Kato et Poletika reste identique à savoir que les deux modèles mettent en relation la longueur de contact (l_c) et l'épaisseur de copeau (h). Nous observons une relation quasi linéaire entre la longueur de contact et l'épaisseur de copeau non déformée. Pour notre étude, nous utiliserons les valeurs suivantes définies par la méthode des moindres carrées sur équation de droite :

$$l_c = 3,57h - 0,52 \quad (2.6)$$

Sur l'ensemble de la campagne expérimentale ces valeurs ont été validées pour d'autres géométries de coupe (préparation d'arête, angle de coupe ou revêtement).

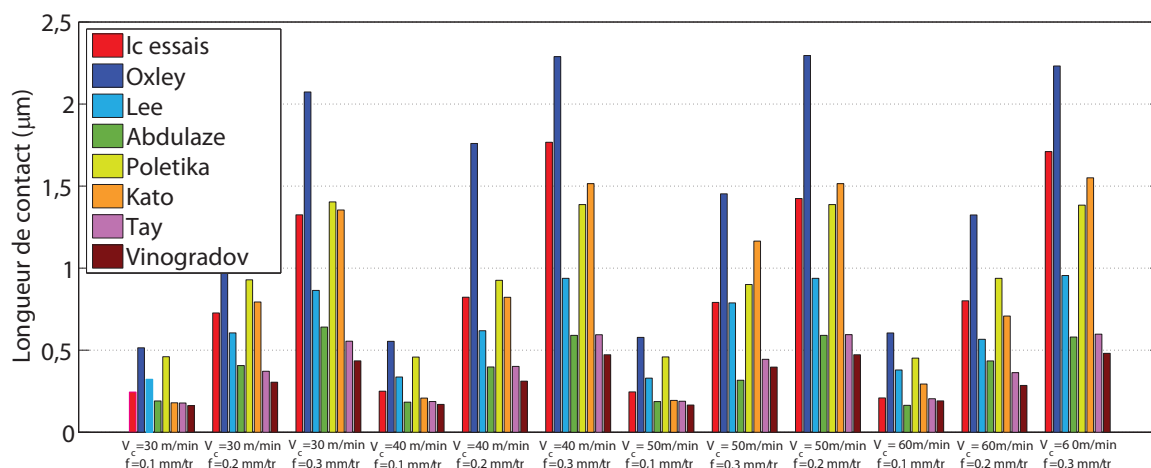


FIGURE 2.24 – Longueurs de contact définies pour chaque modèle

2.3.2.2 Friction à l'interface outil-copeau

L'objectif de cette partie est de vérifier si la modélisation proposée par Oxley est applicable au cas du Ti5553.

Phase expérimentale

Dans un premier temps, nous avons vérifié l'influence des conditions de coupe et de l'angle de coupe sur le coefficient de frottement (figure 2.25). Cette première analyse ne nous permet pas de définir une valeur de coefficient de frottement, dans la mesure où les préparations d'arêtes influent sur le processus de coupe, mais elle nous autorise à vérifier l'influence des conditions de coupe et de la géométrie d'outil sur le frottement. Nous utiliserons pour cela l'équation 1.13 page 40.

Le premier constat est la forte valeur du frottement. En effet, nous observons des valeurs comprises entre 0,8 et 1,5. Une valeur supérieure à 1 se traduit par un effort tangentiel supérieur à l'effort normal. L'effet du glissement du copeau est alors prépondérant par rapport à la pression sur la face de coupe. Cette forte valeur est surtout observée lorsque le rapport entre l'avance et la préparation d'arête est défavorable.

En ce qui concerne l'influence de l'angle de coupe, nous pouvons observer une augmentation du coefficient de frottement avec l'augmentation de l'angle de coupe. Ce phénomène

est dû à la modification de l'écoulement du copeau sur la face de coupe. L'augmentation de la vitesse de coupe a peu d'influence sur le coefficient de frottement.

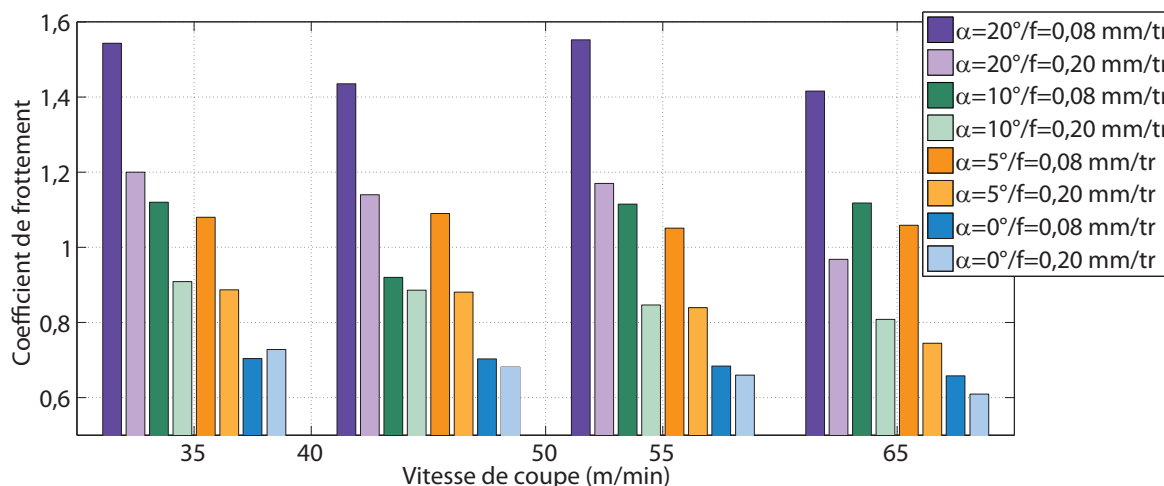


FIGURE 2.25 – Influence de l'angle de coupe sur le coefficient de frottement ($b=5$ mm, $f = 0.2$ mm/tr)

Le second point important est l'influence du revêtement. Nous avons pour cela testé différents revêtements avec plusieurs duretés (table 2.10). Pour tenir compte de l'influence de la dispersion induite par le processus de fabrication de l'arête de coupe suite à la forte corrélation entre la préparation d'arête et les efforts de coupe montrée précédemment, chaque essai est reproduit quatre fois. Les travaux étant réalisés en milieu industriel, il n'est pas facile de mesurer chaque plaquette afin d'en vérifier sa géométrie. Nous avons réalisé tous ces essais en coupe orthogonale à une vitesse de coupe ($V_c = 45$ m/min) et une avance ($f = 0,2$ mm/tr) avec un outil Mitsubishi CNMG 120408.

Nuance	Substrat	Dureté substrat	Revêtement
RT0910	WC-Co	92 HRa	Aucun
VP05RT	WC-Co	92.2 HRa	PVD - TiAlN
VP15TF	WC-Co	91.5 HRa	PVD - TiAlN
UP20M	WC-TiC-TaC-Co	90.5 HRa	PVD - TiN

TABLE 2.10 – Récapitulatif des propriétés des plaquettes testées

Nous observons des valeurs de coefficient de frottement toujours élevées. L'influence du revêtement n'est pas significative. Cette faible influence peut être due au processus de coupe très abrasif. Quelle que soit la nuance (avec ou sans revêtement) les valeurs restent comprises entre 0,85 et 1. La dispersion de 10% entre ces essais pour une même plaquette peut être attribuée à la tolérance de fabrication (arête de coupe, dépôt de revêtement...).

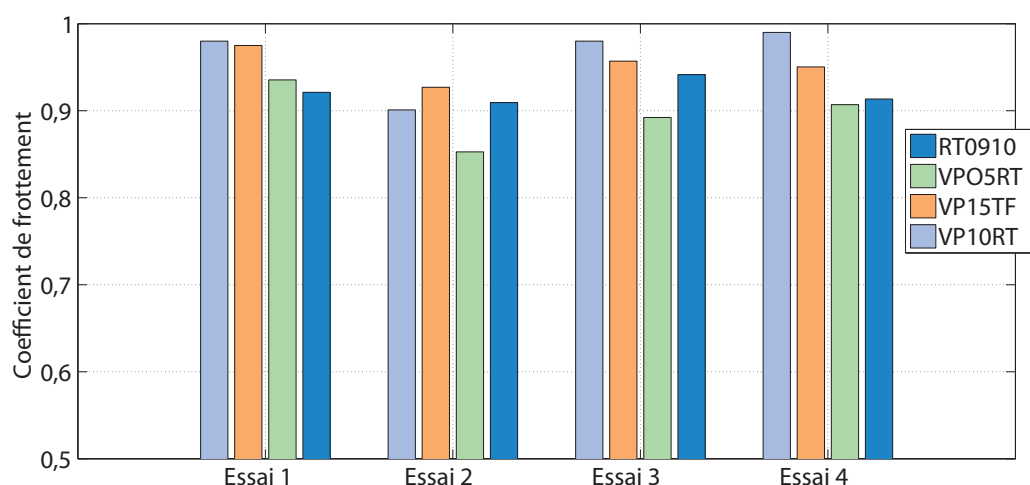


FIGURE 2.26 – Influence des revêtements sur le coefficient de frottement ($b=5$ mm, $f=0,15$ mm/tr, $\alpha=8^\circ$)

Les essais ont montré que la modélisation s'approchant le plus de la réalité est la modélisation d'Oxley mais avec le coefficient d'écrouissage (n_{eq}) tel que [Lalwani 09] l'a défini. La modélisation utilisera alors cette expression. Il est à noter que la méthode 1 ne permet pas de déterminer le coefficient de frottement (valeurs de la partie statique non justifiées physiquement).

2.3.3 Modélisation des efforts pour les outils sans préparation d'arête

L'objectif de cette partie est de vérifier l'application du modèle d'Oxley sur l'usinage du Ti5553. Cette partie va se décomposer en deux grands points. Un premier point où nous vérifierons la justesse de la modélisation d'Oxley. Le second point concernera la limite de sa modélisation pour les outils avec une préparation d'arête.

2.3.3.1 Application de la modélisation d'Oxley sur le Ti5553

Nous pouvons dans un premier temps vérifier la validité de notre modèle sur les essais utilisés pour définir la loi de comportement (figure 2.27). Nous avons pour cela utilisé un outil Outil Sandvik CCGX 120408 AL sans revêtement.

Pour ce premier test, nous avons utilisé la méthode permettant d'obtenir la contrainte avec la plus faible erreur (méthode 3). Sur l'ensemble des essais, l'erreur entre les résul-

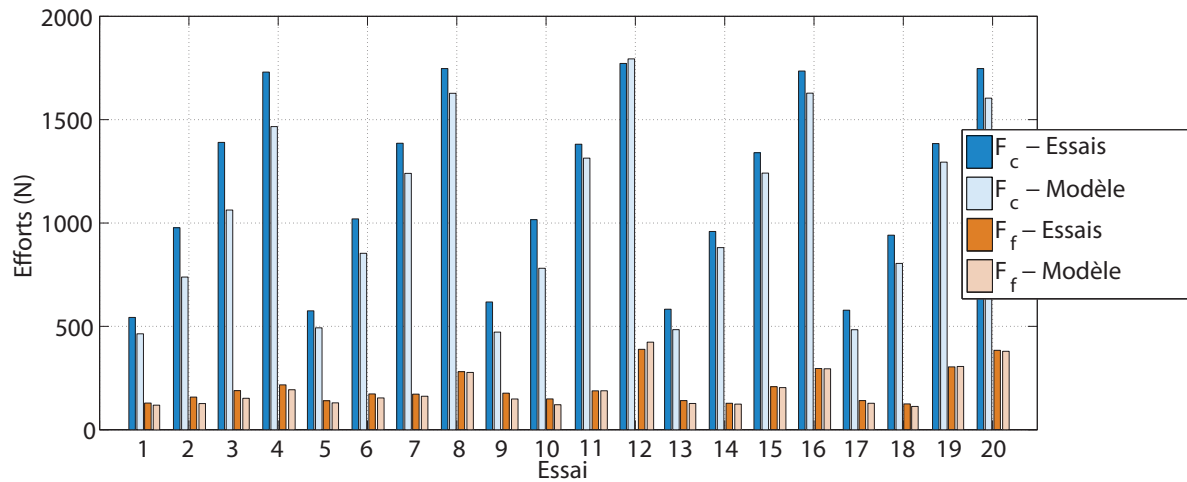


FIGURE 2.27 – Validité de la modélisation d’Oxley (utilisation de JC_3) (plaquette Sandvik CCGX 120405-AL, $\alpha = 14^\circ$ b=5 mm)

tantes expérimentales et issues de la modélisation est faible. La plus grande divergence est observée sur les premiers essais où la vitesse de coupe est égale à 25 m/min.

Afin de vérifier la totale corrélation entre la modélisation et les essais, nous avons testé une seconde géométrie d’outil. La plaquette utilisée est une Seco CCGT 120408F-AAL KX avec une face de coupe polie. Cet outil est défini pour l’aluminium mais nous permet de bénéficier d’une préparation d’arête minimale.

Nous avons pour cela testé quatre vitesses de coupe et une avance fixée à 0,15 mm/tr. Les résultats obtenus avec la modélisation corrént avec les essais sur les deux composantes (figure 2.28).

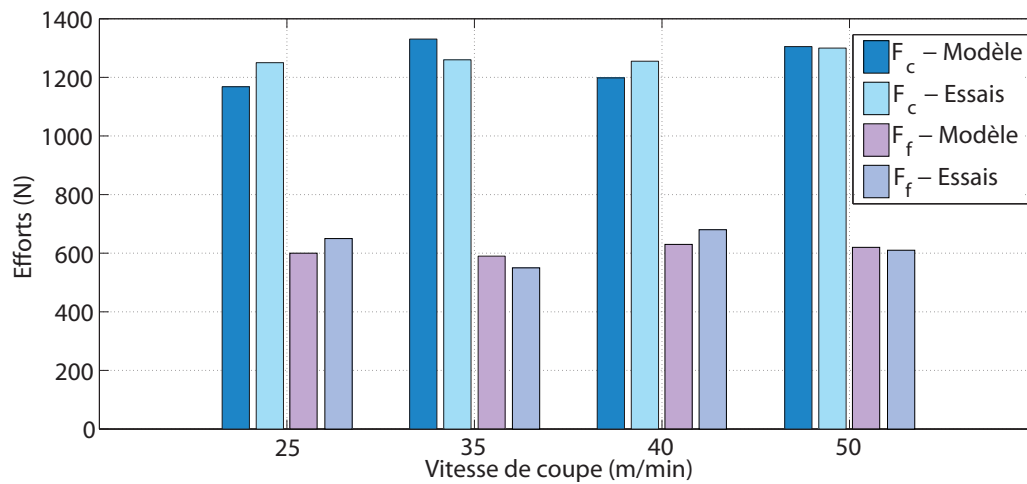


FIGURE 2.28 – Corrélation de la modélisation avec l'outil Seco ($b=5$ mm, $f = 0,15$ mm/tr)

2.3.3.2 Limite de la modélisation d'Oxley

La modélisation d'Oxley repose sur une première hypothèse forte d'une préparation d'arête parfaite or la plupart des outils utilisés n'ont pas une arête parfaite. Nous avons vérifié si la modélisation d'Oxley permet d'obtenir les efforts de coupe pour des outils plus complexes (avec une préparation d'arête) (figure 2.29) . Nous avons pour cela utilisé les plaquettes présentées dans la table 2.8.

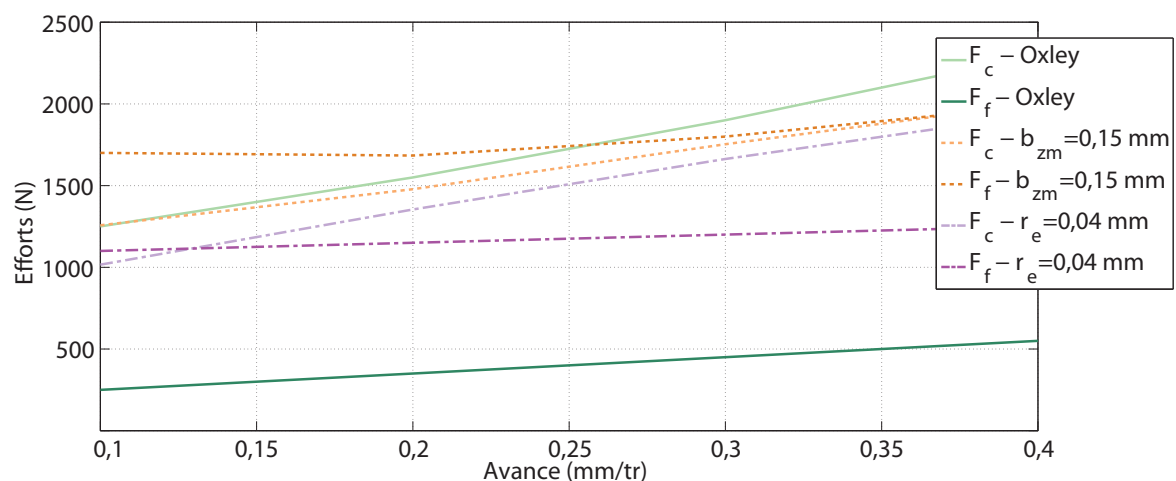


FIGURE 2.29 – Validité de la modélisation d'Oxley pour des outils possédant une préparation d'arête ($\alpha = 10^\circ$, $V_c = 45$ m/min ; $b=5$ mm)

Comme nous l'observons sur la figure 2.29, la modélisation d'Oxley ne permet pas de

définir les efforts de coupe pour des outils avec une préparation d'arête. Sur l'ensemble des essais, la composante F_c semble corrélérer. La divergence observée sur la composante F_t est due à l'influence non négligeable de la préparation d'arête.

En conclusion, le modèle d'Oxley peut être seulement utilisé pour un outil dont l'arête sera considérée comme parfaite ou négligeable ($< 0,02 \text{ mm}$).

Afin de définir une modélisation la plus juste possible, le choix a été d'intégrer deux modélisations supplémentaires : une modélisation pour les arêtes chanfreinées et une seconde modélisation pour les arêtes rayonnées.

2.3.4 Modélisation pour les outils avec une préparation d'arête chanfreinée

Comme nous l'avons montré dans la partie état de l'art, la modélisation la plus adaptée à notre contexte est le modèle défini par [Ren 00]. Les composantes de l'effort de coupe sont la somme des efforts dans le plan de cisaillement primaire et à l'interface outil-copeau (F_c^{ab} et F_f^{ab}) et dans la zone sous le chanfrein (F_c^{bzm} et F_f^{bzm}).

$$\begin{aligned} F_c &= F_c^{ab} + F_c^{bzm} \\ F_f &= F_f^{ab} + F_f^{bzm} \end{aligned} \quad (2.7)$$

Comme pour Oxley, la définition de l'effet de la zone primaire sur les deux composantes peut s'exprimer en fonction de l'angle d'écoulement du copeau.

L'expression de la contribution des efforts dans la zone morte est fonction des contraintes dans la zone morte (τ_{zm} et σ_{zm}).

$$\begin{aligned} F_f^{bzm} &= (\tau_{zm} \cos(\phi) + \sigma_{zm} \sin(\phi)) \frac{b_{zm} \sin(\alpha_{zm}) b}{\cos(\phi)} \\ F_f^{bzm} &= (\sigma_{zm} \cos(\phi) - \tau_{zm} \sin(\phi)) \frac{b_{zm} \sin(\alpha_{zm}) b}{\cos(\phi)} \end{aligned} \quad (2.8)$$

avec b_{zm} : la largeur de la préparation d'arête et α_{zm} : l'angle de la préparation d'arête.

Dans notre cas, plusieurs points ont été modifiés comme la définition du frottement et de la longueur de coupe. Pour cela, nous avons utilisé les formulations présentées dans la partie Modélisation des outils à acuité parfaite. Nous nous sommes inspirés de l'algorithme proposé par [Lalwani 09] où nous avons intégré la préparation d'arête.

2.3.4.1 Analyse des résultats

Afin de vérifier la justesse du modèle vis-à-vis du Ti5553, nous avons utilisé des plaquettes en carbure micrograin avec un revêtement PVD TiN dont nous avons fait modifier les préparations d'arête et fait varier les angles de coupe (tableau 2.8).

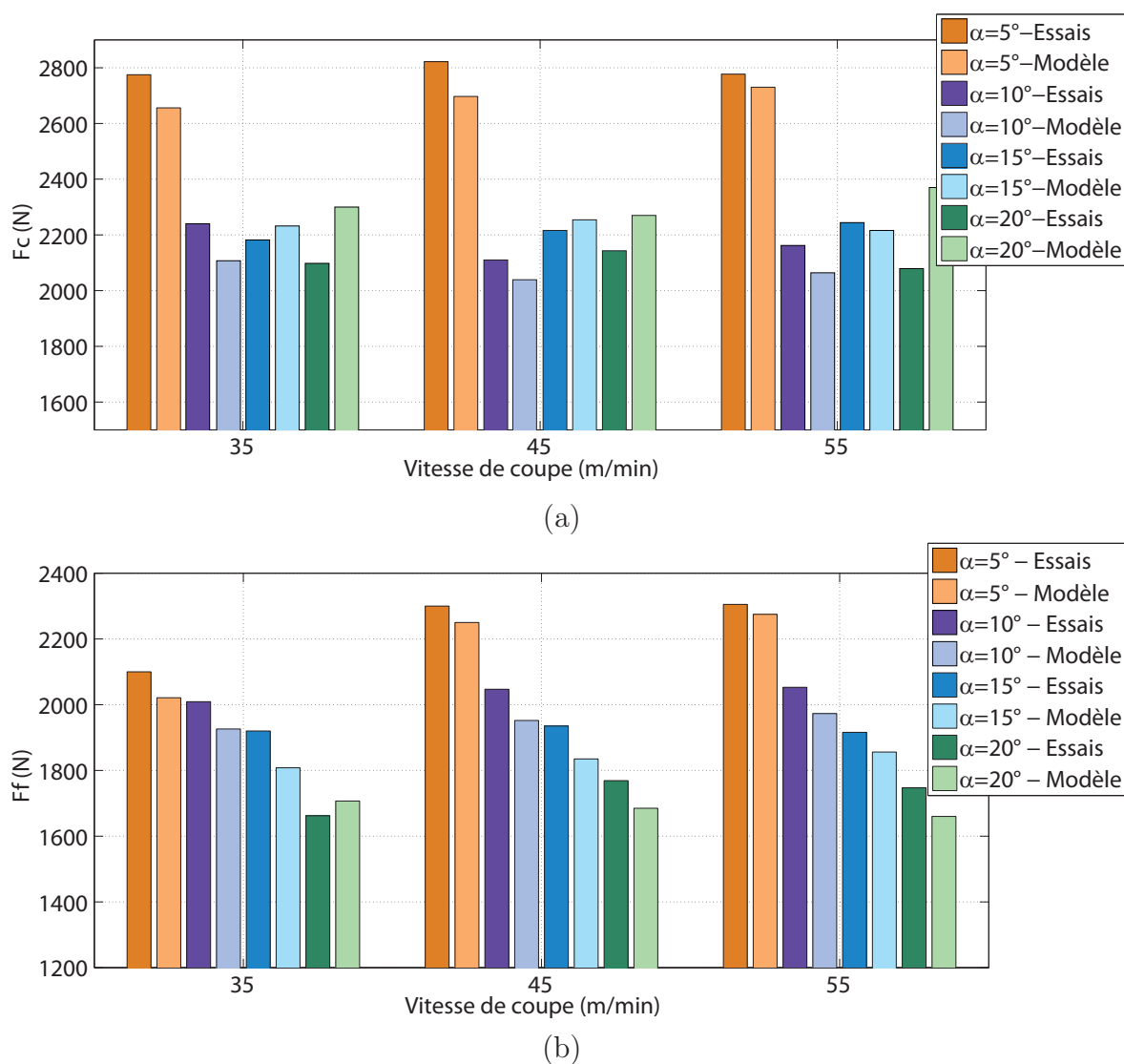


FIGURE 2.30 – Validité de la modélisation des efforts de coupe pour une arête chanfreinée (a : composante F_c et b : composante F_f) ($b=5$ mm, $f=0,2$ mm/tr)

A la vue de ces résultats (figure 2.30), nous pouvons conclure que les efforts définis par le modèle restent proches des valeurs expérimentales. Nous observons une meilleure corrélation sur la composante F_c (figure 2.30 (a)) comparée à F_f (figure 2.30 (b)). Cette différence s'explique par l'effet non négligeable de la préparation d'arête auquel s'ajoute les efforts de coupe induits par un outil sans préparation d'arête.

2.3.4.2 Analyse de l'effort de coupe pour un outil possédant une préparation d'arête chanfreinée

Il est à présent possible de définir l'influence des paramètres de la préparation d'arête sur les efforts de coupe et sur la répartition des composantes (phénomène observé lors de la phase expérimentale).

Durant la campagne d'essais, nous avons observé une influence du rapport entre la largeur du chanfrein et l'avance. Ce rapport modifie la norme de la résultante des efforts de coupe ainsi que sa direction (F_c/F_f). La direction est alors changée ($F_c/F_f > 1$), lorsque l'avance est égale à 1,5 fois la préparation d'arête.

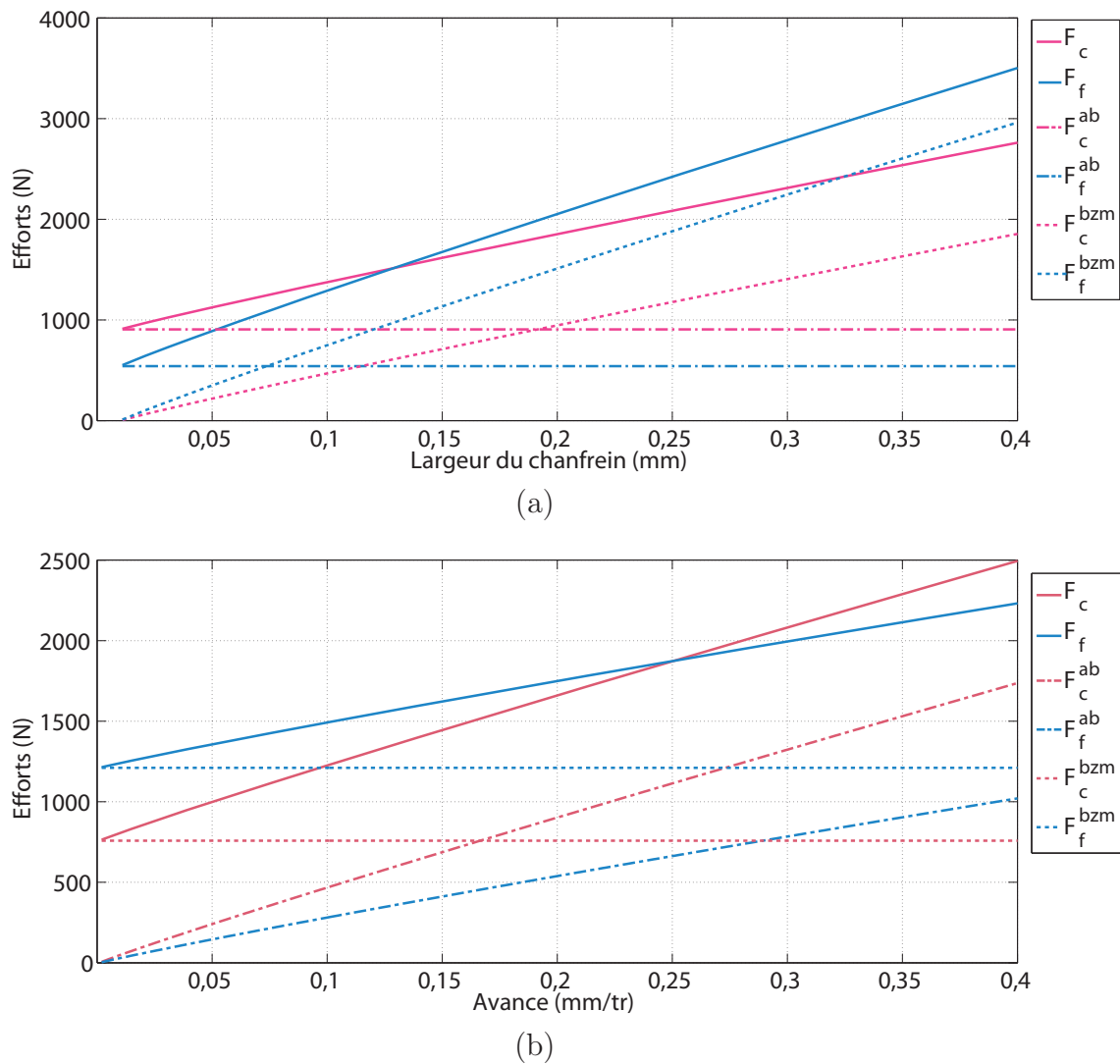


FIGURE 2.31 – Répartition des efforts de coupe en fonction de l'avance ($f = 0,2$ mm/tr) (a) et de la préparation d'arête (b)

Les figures 2.31 représentent les deux composantes de l'effort de coupe obtenues pour une avance $f = 0,15$ mm/tr (figure 2.31 (a)) et pour une largeur de chanfrein fixée à 0,15 mm (figure 2.31 (b)). Sur la figure 2.31 (b) nous observons une modification de la direction de l'effort de coupe lorsque l'avance est égale à 0,24 mm/tr. La direction des efforts de coupe est alors inversée pour un rapport entre l'avance et la préparation d'arête égale à environ 1,25.

Nous pouvons effectuer plusieurs observations sur la contribution de chaque partie :

1. la contribution de la zone est fonction de la largeur du chanfrein,
2. sous la préparation d'arête, la composante tangentielle est toujours la plus importante,
3. l'augmentation de l'avance permet de réduire la proportion d'effort induit par la zone morte,
4. une avance trop faible engendre des phénomènes équivalents à de la coupe négative.

Dans notre cas, ces observations avaient déjà été effectuées lors de la campagne d'essais et sont validées par la modélisation. Les plaquettes possédant une préparation d'arête chanfreinée peuvent être utilisées pour l'usinage du Ti5553 à condition de maîtriser le rapport entre l'avance et la préparation d'arête. Une avance trop faible engendrera automatiquement un effort tangentiel trop important.

2.3.5 Modélisation pour les outils avec une préparation d'arête rayonnée

Nous avons choisi d'utiliser la modélisation proposée par [Waldorf 06] pour sa simplicité et nous permettre de rester dans la continuité du modèle de base.

Il propose de définir les efforts liés à la zone morte sous la préparation d'arête en utilisant les expressions suivantes :

$$F_c^{re} = \tau b r_e \tan\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\alpha}{2}\right) \quad (2.9)$$

$$F_f^{re} = \tau b \left(1 + \frac{\pi}{2}\right) r_e \tan\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\alpha}{2}\right) \quad (2.10)$$

avec r_e : le rayon de préparation d'arête et τ : la contrainte dans le plan de cisaillement primaire

Les efforts dans le plan de cisaillement primaire sont définis à partir de la relation proposée par [Oxley 89]. Nous utiliserons la méthode d'approximation de l'angle de cisaillement proposée par [Merchant 44]. Nous emploierons les développements réalisés pour la préparation d'arête chanfreinée pour définir les contraintes dans le plan de cisaillement.

2.3.5.1 Analyse des résultats

Nous utilisons deux préparations d'arête avec deux rayons différents ($r_e = 0,04$ mm et $r_e = 0,08$ mm) que nous testons pour différents angles de coupe.

Comme nous le constatons (figure 2.32), la corrélation entre les efforts de coupe modélisés et les efforts de coupe expérimentaux est bonne quelles que soient l'arête et la vitesse de coupe. Nous pouvons également utiliser ce modèle pour vérifier la répartition de l'effort de coupe en fonction de l'avance et de la préparation d'arête.

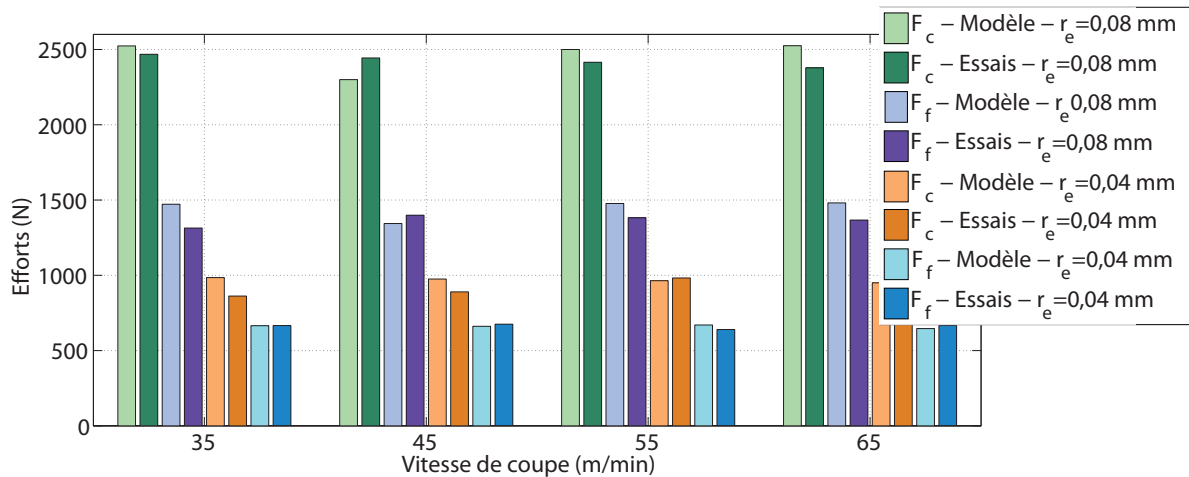


FIGURE 2.32 – Validité de la modélisation pour les outils à préparation rayonnée

2.3.5.2 Analyse de l'effort de coupe pour un outil possédant une préparation d'arête rayonnée

Les conclusions sont identiques à celles faites lors de l'analyse de la répartition des efforts de coupe pour un outil à préparation d'arête chanfreinée. Lorsque le rapport entre l'avance et la préparation d'arête est trop faible, la plus grande composante est F_f (figure 2.33). Cette orientation d'effort est due à un poids supérieur de la composante F_f^{zm} sur le bilan des efforts. Pour une avance plus importante, l'orientation de l'effort change, la composante F_c devient alors prépondérante, ces observations avaient été notées lors de

la campagne expérimentale. Il est à noter qu'une augmentation du rayon de préparation (r_e) d'arête engendre automatiquement un effort de coupe plus important.

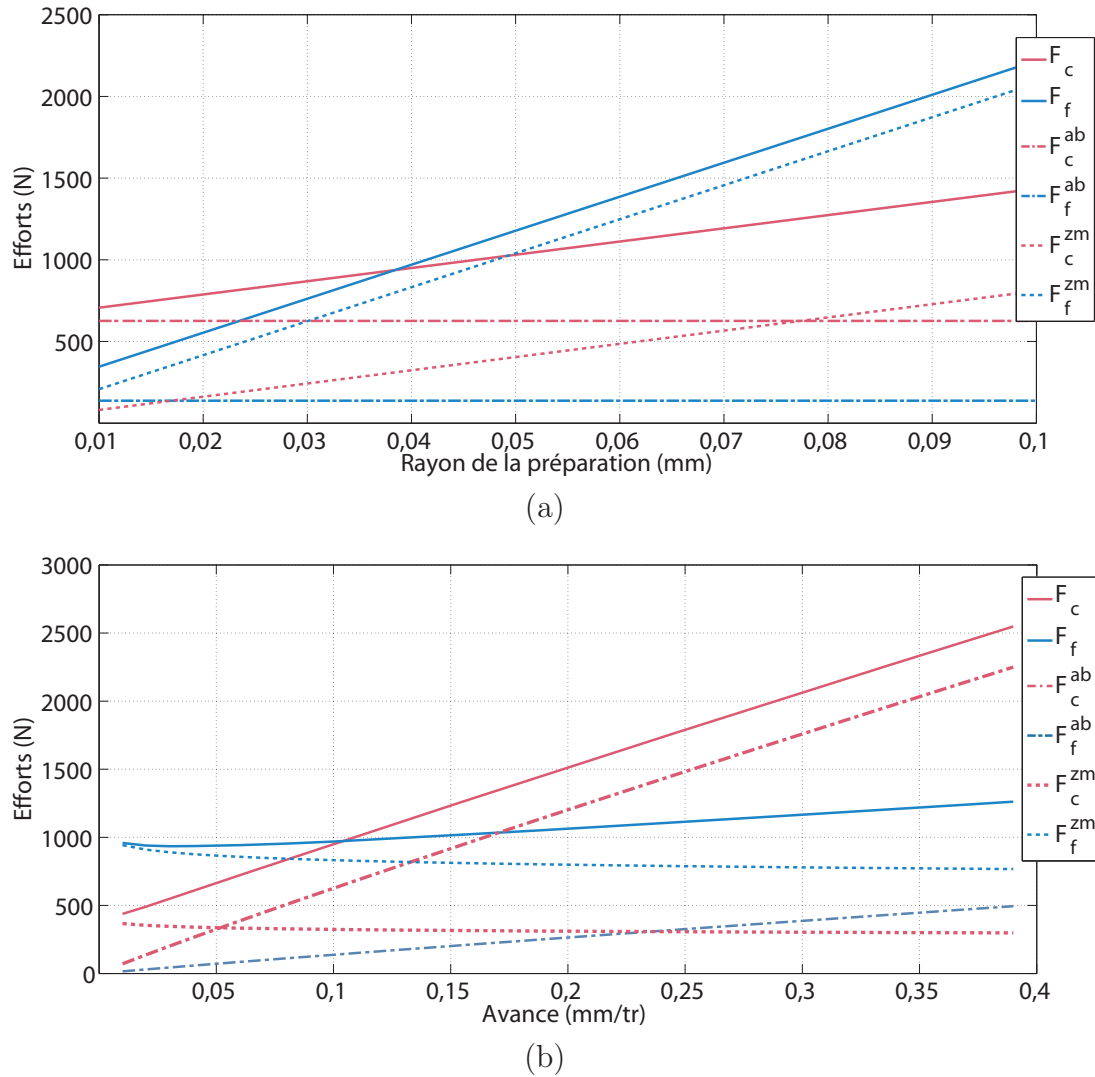


FIGURE 2.33 – Répartition des efforts de coupe en fonction de la préparation d'arête (a) et de l'augmentation de l'avance (b)

2.3.6 Conclusion sur la modélisation en tournage

Dans ce chapitre nous avons développé trois modélisations pour l'usinage du Ti5553. Elles se basent toutes les trois sur des modèles existants. Notre contribution a été d'utiliser la loi de Johnson-Cook dans ces modèles, nous permettant ainsi de définir les efforts de coupe en usinage du Ti5553 quelle que soit la préparation d'arête, et ce, sans réaliser d'essais au préalable. Notre seconde contribution a été d'adapter des modélisations initialement

développées pour les aciers au Ti5553. Nous avons pour cela modifié les expressions des longueurs de contact et des coefficients de frottement des modélisations à partir d'une campagne expérimentale.

L'analyse complète des essais nous permet de définir un outil de coupe optimal qui permet de minimiser les efforts de coupe. Il doit avoir un angle de coupe maximal autorisant une meilleure pénétration de l'outil dans la matière. Sa préparation d'arête devra être minimale, trop grande, elle engendre une composante F_f importante et la coupe est alors assimilée à de la coupe négative. Au niveau des revêtements, nous avons observé une faible influence de ce paramètre et un coefficient de frottement toujours élevé.

2.3.7 Etude de la morphologie des copeaux

Dans toute la phase expérimentale, la continuité du copeau est une constante. Il est important de comprendre ce phénomène.

Le copeau continu est généralement observé pour de faibles conditions de coupe. Il ne fait intervenir qu'un processus de déformation plastique dans la zone de cisaillement primaire. La valeur de la contrainte de cisaillement dans cette zone n'atteint jamais la limite de rupture du métal et celui-ci s'écoule de manière continue le long de la face de coupe. Le copeau discontinu apparaît lorsque la limite de rupture du matériau usiné est atteinte dans la zone de cisaillement primaire. Nous pouvons alors parler d'un cisaillement critique atteint dans le matériau pouvant être dû à une forte valeur de déformation. Dans ses travaux, [Poulachon 02] traite ce cas pour l'usinage des matériaux durs où il explique la formation du copeau.

Pour le Ti5553, nous observons un copeau continu présentant des stries très marquées (figure 2.34). Le second point est la différence de couleur le long du copeau. Cette dernière est fonction de l'épaisseur de la couche oxydée par les hautes températures d'usinage. Dans le cadre du COM, la norme [AFN a] prévoit des copeaux bleus signe d'un régime de coupe stabilisé pour l'acier. Cette recommandation n'est plus valable dans le cadre de l'usinage des titanes.

En basant notre analyse sur les résultats expérimentaux, nous observons que la contrainte de cisaillement (k_{ab}) ne dépasse jamais la limite à la rupture du matériau (1250 MPa) même à chaud (900 MPa à 900°C).

Afin de sectionner le copeau, nous pouvons définir des conditions de déformation et de vitesse de déformation permettant d'augmenter cette contrainte. Nous baserons notre analyse sur la loi de comportement de Johnson-Cook et sur la modélisation d'Oxley.



FIGURE 2.34 – Morphologie d'un copeau de Ti5553 traité

Une augmentation de la contrainte peut être obtenue soit avec des valeurs de sollicitation plus importantes soit en réduisant la température de coupe. La déformation est une fonction de l'angle de coupe et de l'angle de cisaillement. La vitesse de déformation dépend de la vitesse de coupe et de l'avance. Les seuls points maîtrisables dans notre cas sont : l'avance, l'angle de coupe et la vitesse de coupe. Nous avons pour cela testé une plage de vitesse de coupe comprise entre 0 et 200 m/min et une plage d'avance de 0,01 à 0,4 mm et ce pour quatre angles de coupe de 0 à 20 °. Nous avons notamment choisi une plage de conditions de coupe non utilisée au cours de la campagne d'essais.

Comme nous l'observons sur la figure 2.35, il est impossible d'obtenir un copeau discontinu. Quelles que soient les conditions de coupe, la contrainte dans le plan de cisaillement primaire reste toujours bien inférieure à la limite à la rupture identifiée à 1250 MPa. Afin de le segmenter, nous devons recourir à une technique supplémentaire comme la lubrification haute pression ou l'usinage à chaud. Le refroidissement de la zone de coupe pourrait également être une aide à la coupe permettant d'obtenir le fonctionnement souhaité en production. Nous aborderons par la suite ce dernier aspect.

2.4 Transposition au fraisage

L'objectif de cette partie est de définir une méthode nous permettant d'utiliser les résultats issus de la modélisation du tournage pour le fraisage. Nous commencerons par une rapide présentation du contexte de l'entreprise Messier-Dowty et nous préciserons nos choix de modélisation. Nous présenterons ensuite notre méthode et nous comparerons ses résultats avec la phase expérimentale. Nous terminerons par une analyse de l'outil torique qui représente un outil clé pour l'entreprise.

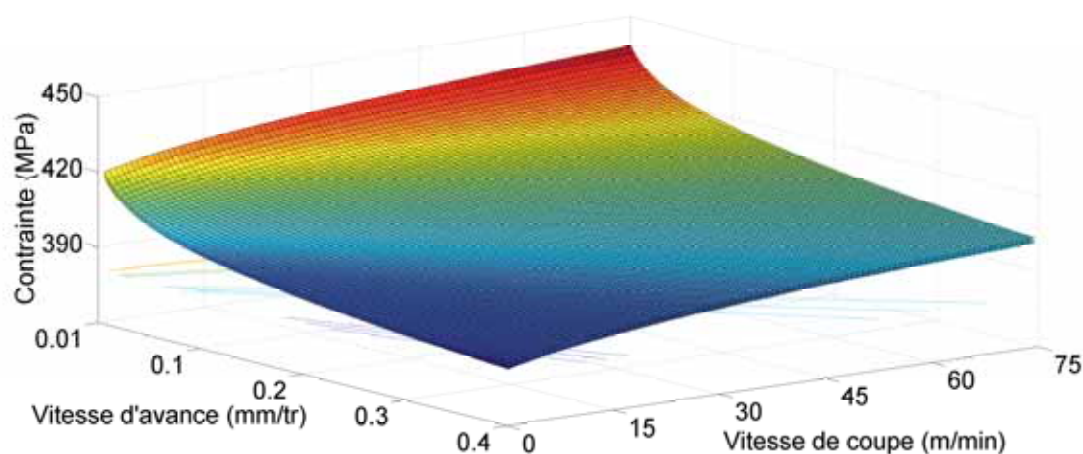


FIGURE 2.35 – Définition de conditions optimales pour obtenir une segmentation de copeau

2.4.1 Présentation du contexte Messier-Dowty

En nous basant sur une rapide étude, il est possible de déterminer le nombre de modèles à définir en fonction des formes d'outils et des géométries de coupe. Nous avons vu que trois géométries de coupe sont utilisées : les outils sans préparation d'arête, les outils avec préparation d'arête chanfreinée et les outils à préparation d'arête rayonnée. Nous avons de plus montré, dans l'étude précédente, que chaque préparation d'arête devait être intégrée dans une modélisation propre. Au niveau de la forme des outils, l'entreprise Messier-Dowty utilise trois grandes familles : les outils cylindriques, les outils toriques et les fraises hémisphériques. Les outils cylindriques sont soit monobloc soit à porte-plaquettes. Le nombre de possibilités de modélisation peut alors être résumé sur la figure 2.36.

Comme nous l'avons présenté dans l'état de l'art, notre choix s'est porté vers les modélisations empiriques. L'utilisation de la modélisation analytique nous oblige à quantifier de nombreux points comme les angles de coupe équivalent ou la thermique dans l'outil pour l'intégralité des géométries d'arête. A l'inverse des modèles analytiques, les modèles empiriques ne permettent pas la compréhension du processus de coupe.

Afin de palier ce problème, nous avons utilisé la méthode définie par [Budak 96] à laquelle nous avons intégré les préparations d'arête et limité le nombre d'essais à réaliser (figure 2.37 page 114). Budak base son modèle sur une phase expérimentale où les pressions spécifiques de coupe et les coefficients linéiques sont définis expérimentalement. Le nombre d'essais à réaliser est alors fonction de la précision recherchée pour le modèle pouvant engendrer une campagne expérimentale longue. La méthode que nous avons développée

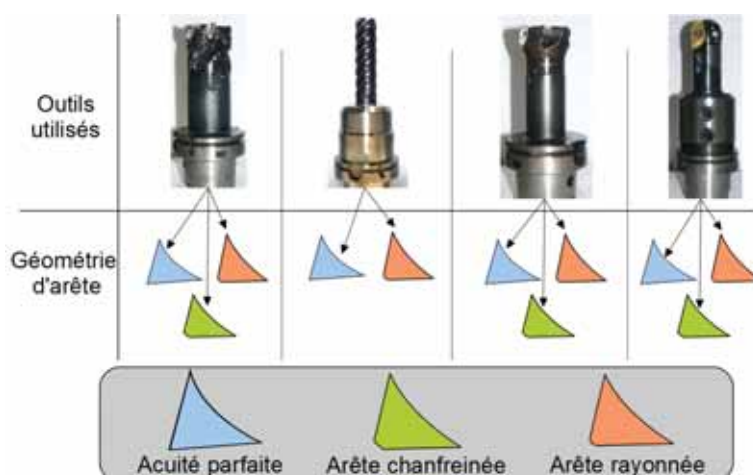


FIGURE 2.36 – Résumé des outils utilisés chez Messier Dowty

nous permet ainsi de prendre en compte toutes les géométries de fraise et tous les coefficients sont issus de la modélisation analytique. La méthode se décompose en plusieurs points :

- à partir de la géométrie d'outil et des conditions d'engagement, il est possible de définir les sections de coupe élémentaires. Chaque élément est caractérisé par une section (dS), une longueur d'arête et un engagement (h_i),
- la modélisation de tournage nous permet de définir les pressions spécifiques de coupe et les coefficients linéiques. Les pressions spécifiques de coupe sont calculées pour une avance égale à l'engagement (h_i). Dans la mesure où les modélisations s'appuient sur l'hypothèse de la coupe orthogonale, une adaptation à la coupe oblique sera effectuée pour chaque valeur,
- pour chaque élément discrétisé, nous calculons les efforts de coupe élémentaires. Nous utilisons pour cela, les pressions spécifiques de coupe et les coefficients linéiques développés pour la coupe oblique,
- l'effort de coupe globale dans un repère lié à la dent sera calculé en sommant l'intégralité des efforts de coupe élémentaires. Il est également possible de définir les efforts de coupe dans le repère outil.

La modélisation des efforts de coupe en fraisage se décompose en deux parties. Dans la première partie, nous présenterons les modèles d'évolution des sections de copeau et de prise d'arête pour les différents outils. La seconde partie développera la modélisation des efforts de coupe où nous verrons l'adaptation de la coupe orthogonale à la coupe oblique. Nous testerons ensuite notre modélisation sur deux outils fortement utilisés chez Messier-Dowty : une fraise cylindrique à plaquette rapportée en coupe orthogonale (Annexe 2) et une fraise torique en coupe périphérique.

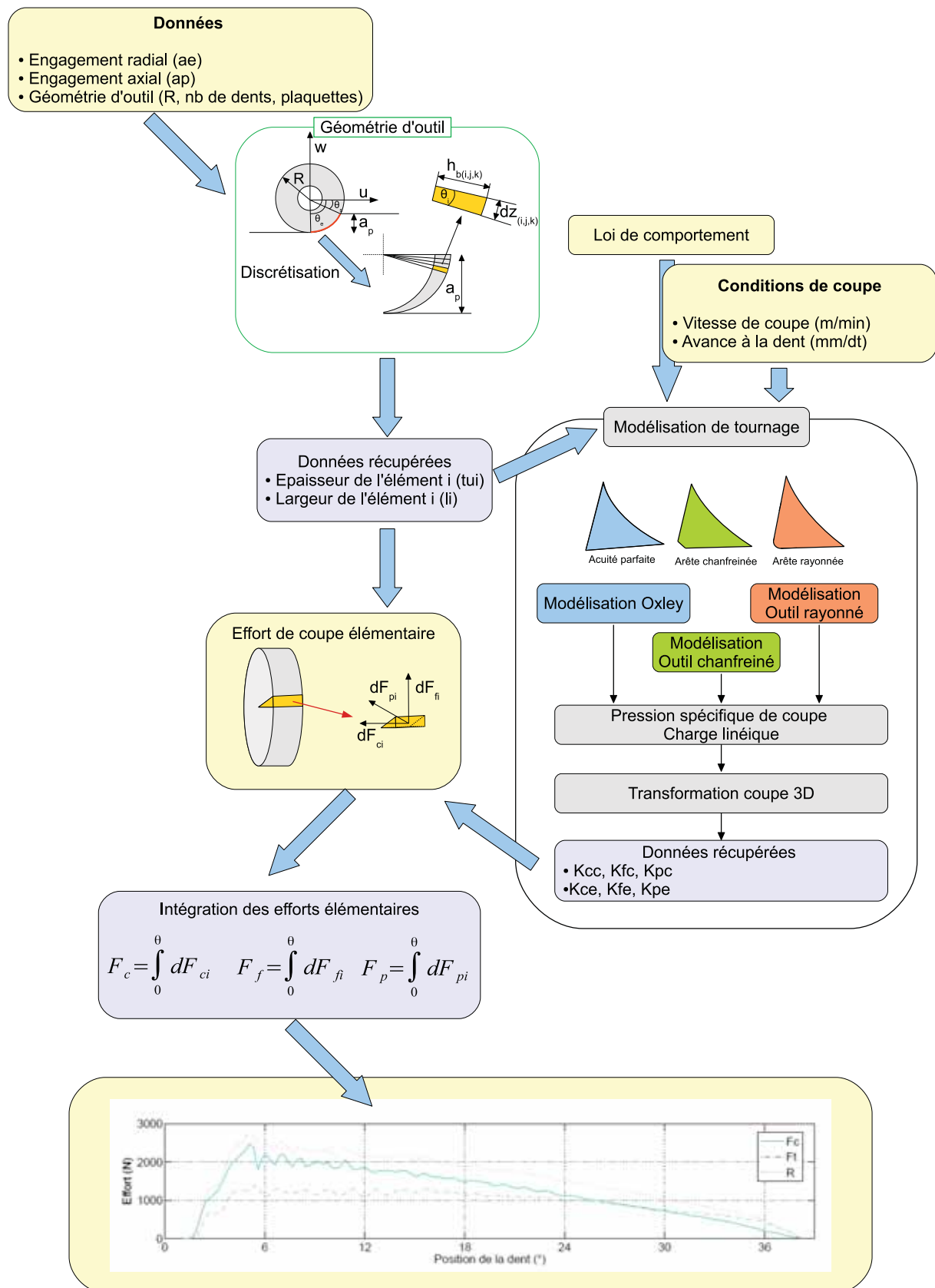


FIGURE 2.37 – Principe de fonctionnement de la méthode

2.4.2 Définition géométrique des outils

2.4.2.1 Outils cylindriques

Pour les outils monoblocs, nous utiliserons la modélisation de Engin ([Engin 01a]). Il propose une paramétrisation complète de l'outil de coupe (figure 2.38). Il utilise pour cela 7 paramètres géométriques lui permettant de définir toutes les géométries d'outils monoblocs. Ces paramètres sont D , R , R_r , R_t , α , β et h . Les paramètres de repérages M_r , N_r , M_z et N_z permettent de définir la zone de conicité. Enfin, les indices r et z représentent les directions de mesure.

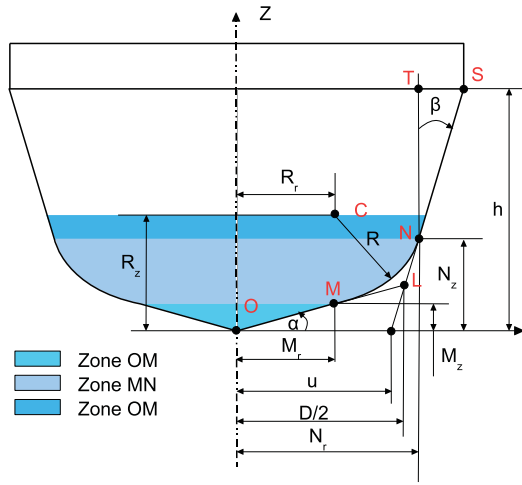


FIGURE 2.38 – Paramétrisation de l'enveloppe d'un outil [Engin 01a]

Pour un outil cylindrique, les coefficients de conicité (α, β) sont nuls ainsi que les paramètres de rayon de forme (R_z), M_z , M_r et N_z .

Il décompose l'outil en trois zones (figure 2.38) dans lesquelles il définit les rayons d'outil $r(z)$ et un angle de positionnement $\kappa(z)$ (équation 2.11). Ce dernier représente l'angle entre la normale à la surface et l'axe z en un point P.

$$\begin{aligned}
 \text{Zone } OM : \quad & r(z) = \frac{z}{\tan(\alpha_f)} & \kappa(z) &= \alpha_f \\
 \text{Zone } MN : \quad & r(z) = \sqrt{R_f^2 - (R_z - z)^2} + R_r & \kappa(z) &= \arcsin\left(\frac{R(z) - R_r}{R}\right) \\
 \text{Zone } NS : \quad & r(z) = u + z \tan(\beta_f) & \kappa(z) &= \left(\frac{\pi}{2}\right) - \beta_f
 \end{aligned} \tag{2.11}$$

Il utilise ensuite un angle de repérage ϕ_j mesuré depuis l'axe Y dans le sens horaire (figure 2.39).

$$\phi_{fj}(z) = \phi_f + (j - 1) \frac{2\pi}{N_t} - \psi(z) \tag{2.12}$$

ϕ_f est l'angle de rotation, N_t le nombre de dents, j le numéro de la dent et ψ l'angle de décalage entre la pointe et l'altitude considérée.

Dans le cas de l'utilisation des fraises coniques ou toriques, l'hélice apparaît dans les différentes zones (OM , MN , NS). La modélisation prend également en compte les hélices dont le pas est variable. Pour notre étude, nous nous limiterons aux cas des hélices à pas constant.

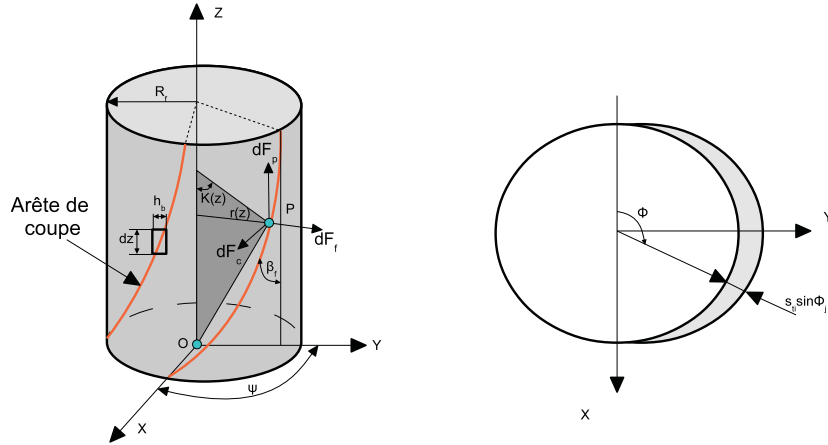


FIGURE 2.39 – Paramétrisation de l'hélice

Il est alors possible d'exprimer des hauteurs élémentaires de l'arête de coupe dS (équation 2.13).

$$dS = \sqrt{r^2(\phi_f) + (r'(\phi_f))^2 + (z'(\phi_f))^2} \text{ avec } r'(\phi) = \frac{dr(\phi_f)}{d\phi_f} \text{ et } z'(\phi) = \frac{dz(\phi_f)}{d\phi_f} \quad (2.13)$$

L'épaisseur de copeau est fonction de ϕ_{fj} et κ (équation 2.14).

$$h(\phi_{fj}) = f_{ztj} \sin(\phi_{fj}) \sin(\kappa) \quad (2.14)$$

f_{ztj} est l'avance à la dent de la $j^{\text{ème}}$ dent.

Pour les fraises à plaquettes rapportées, nous utiliserons le modèle développé dans le chapitre 1 et dont la méthode est résumée sur la figure 1.7 (page 51).

2.4.2.2 Fraise torique à plaquettes rapportées

La fraise torique est une fraise largement employée dans l'entreprise Messier-Dowty. Elle est utilisée pour effectuer des opérations de surfacage ou d'usinage de poche. L'axe de

rotation de la fraise est toujours considéré vertical (angle de dépinçage nul).

Dans cette partie, nous allons développer la modélisation de [Engin 01b] et définir les valeurs nécessaires aux fraises toriques.

Le premier point est la description géométrique de la plaquette. Il utilise, pour cela, une plaquette convexe triangulaire (figure 2.40), l'objectif de cette partie est d'adapter ces paramètres aux plaquettes cylindriques.

La plaquette est décrite par le rayon de la plaquette R_p et les angles θ_e et θ_s respectivement, le début et la fin de l'arête de coupe. La courbure de l'arête est positionnée par rapport au centre du repère par les paramètres O_c et O_f .

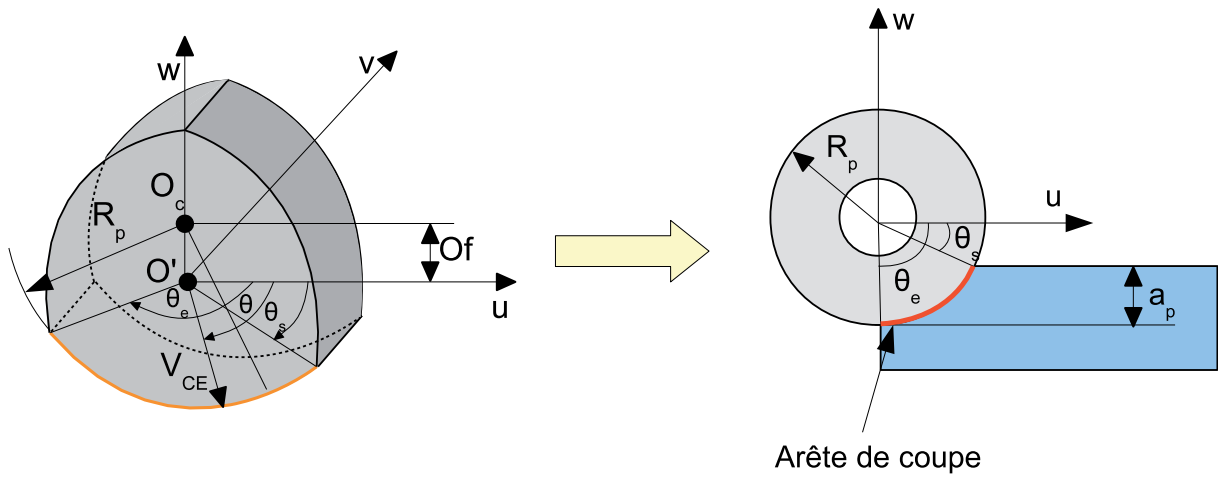


FIGURE 2.40 – Description plaquette torique

Dans le cas d'une fraise torique, O_f est nul (figure 2.40), le centre de la plaquette étant confondu avec le centre du rayon de la courbure. Nous pouvons définir les angles (θ_s et θ_e) en fonction de l'engagement de l'outil. L'engagement axial est toujours inférieur au rayon de fraise.

$$\begin{aligned}\theta_s &= \text{atan}\left(\frac{R_p - a_p}{R_p}\right) \\ \theta_e &= \frac{\pi}{2}\end{aligned}\tag{2.15}$$

Le second point est le positionnement des plaquettes dans l'espace. Dans le cas des plaquettes cylindriques, la plaquette étant axisymétrique, l'angle de direction d'arête n'a aucune influence sur le positionnement de l'arête de coupe (figure 2.40). La matrice de transformation se résume alors au produit de deux matrices (équation 2.16).

$$\begin{aligned}
 R_y(\beta) &= \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\beta) & \sin(\beta) \\ 0 & -\sin(\beta) & \cos(\beta) \end{bmatrix}_{(X,Y,Z)} \\
 R_z(\varphi) &= \begin{bmatrix} -\sin(\varphi) & -\cos(\varphi) & 0 \\ \cos(\varphi) & -\sin(\varphi) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}_{(X,Y,Z)}
 \end{aligned} \tag{2.16}$$

L'épaisseur instantanée du copeau peut alors être définie telle que :

$$h_b(i, j, k) = f_{ztj} \sin \{ \phi_f(i, j, k) \} \sin \{ \theta_i \} \tag{2.17}$$

avec $\phi_f(i, j, k)$: la position angulaire des éléments i , j , et k

L'arc en prise est obtenu tel que :

$$dS = R\theta_i \tag{2.18}$$

2.4.2.3 Fraise hémisphérique

Les fraises hémisphériques utilisées par l'entreprise Messier-Dowty ne sont pas représentées dans les travaux d'Engin. La géométrie de coupe sera alors développée à partir du modèle de [Milfelner 03] dont la méthode est identique à celle d'Engin (figure 2.41).

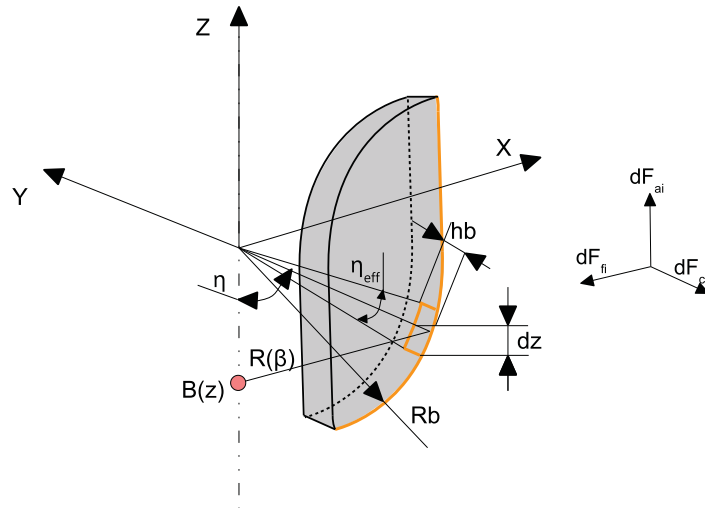


FIGURE 2.41 – Paramétrisation de l'outil proposée par Milfelner

$R(\beta)$ est le rayon de l'outil dans le plan X, Y (équation 2.19) et peut être défini tel que :

$$R(\beta) = \sqrt{1 - (\beta_b \cot(\lambda_b) - 1)^2} R_b \quad (2.19)$$

avec λ_b : l'angle d'hélice, β_b : l'angle de l'arête de coupe et R_b : le rayon en un point considéré

La position angulaire $B(i, j, k)$ de chaque point de l'arête de coupe est :

$$B(i, j, k) = \theta(j) + \phi_f(k - 1) - \frac{z}{R_b} \tan(\lambda_b) \quad (2.20)$$

avec ϕ_f : la position angulaire de chaque dent

L'épaisseur du copeau est fonction de l'avance à la dent et de l'angle axial et radial (équation 2.21).

$$h_b(i, j, k) = f_{zt} \sin \{B(i, j, k)\} \sin \{\eta(i)\} \quad (2.21)$$

Dans sa modélisation, Milfelner utilise seulement des pressions spécifiques de coupe. Or nous avons vu que lors de l'usinage du Ti5553, les efforts de coupe augmentaient lorsque l'avance était inférieure à la hauteur de la préparation d'arête. Afin d'accroître la précision de la modélisation, nous avons choisi d'intégrer les coefficients linéiques.

Nous avons pour cela utilisé les paramètres définis par Milfelner :

$$\begin{aligned} dS &= R(\beta) \eta_{eff} \\ \frac{\pi}{2} &< \eta_{eff} < a \sin \left(\frac{R - a_p}{R} \right) \end{aligned} \quad (2.22)$$

avec η_{eff} est la discrétisation angulaire de l'arête en prise et dS représente la zone de contact entre l'outil et la pièce.

2.4.3 Adaptation de la coupe orthogonale à la coupe oblique

2.4.3.1 Principe de la modélisation

Les modélisations que nous avons développées en tournage sont toutes basées sur l'hypothèse simplificatrice de la coupe orthogonale. Cependant, cette dernière n'est pas représentative de la coupe en fraisage. Il est en effet très rare d'utiliser des outils dont les angles de positionnement des plaquettes sont nuls ou dont l'angle d'hélice est parallèle à l'axe de l'outil. Pour ces raisons, dans cette partie nous allons nous attacher à adapter les résultats de la coupe orthogonale à la coupe oblique.

D'après [Budak 96], les coefficients spécifiques de coupe en coupe oblique deviennent :

$$\begin{aligned} K_{cc} &= \frac{\tau}{\sin(\phi_n)} \frac{\cos(\beta_n - \alpha_r) + \tan^2(i) \sin(\beta_n)}{c} \\ K_{fc} &= \frac{\tau}{\sin(\phi_n) \cos(i)} \frac{\sin(\beta_n - \alpha_r)}{c} \\ K_{pc} &= \frac{\tau}{\sin(\phi_n)} \frac{\cos(\beta_n - \alpha_r) \tan(i) - \tan(i) \sin(\beta_n)}{c} \end{aligned} \quad (2.23)$$

avec

$$\begin{aligned} c &= \sqrt{\cos^2(\phi_n + \beta_n - \alpha_r) + \tan^2(i) \sin^2(\beta_n)} \\ \tan(\beta_n) &= \tan(\beta) \cos(i) \\ \tan(\phi) &= \frac{r \cos(\alpha)}{1 - r \sin(\alpha)} \end{aligned} \quad (2.24)$$

La contrainte τ et l'angle de cisaillement ϕ seront définis à partir des équations suivantes :

$$\begin{aligned} \tan(\phi) &= \frac{r \cos(\alpha)}{1 - r \sin(\alpha)} \\ \tau &= \frac{F_c \cos(\phi) \sin(\phi) - F_f \sin^2(\phi)}{bh} \end{aligned} \quad (2.25)$$

Le coefficient de frottement sera dans notre cas défini à partir de l'équation développée par Oxley.

Les coefficients linéiques (K_{ce} et K_{fe}) seront directement établis à partir de la coupe orthogonale pour une avance nulle. La seule inconnue est le coefficient K_{pe} . [Armarego 85] estime que sa valeur est souvent proche de 0. Il considère cependant qu'une bonne estimation peut être effectuée grâce à l'équation 2.26.

$$K_{pe} = K_{fe} \sin(\lambda_s) \quad (2.26)$$

Les essais de coupe orthogonale sont remplacés par les modèles définis précédemment. Le rapport (r) entre l'épaisseur de copeau et l'avance est issu des différents essais que nous avons réalisés. Ce rapport est surtout fonction de l'avance (figure 2.42), le revêtement et la vitesse de coupe n'influent pas sur sa valeur.

Pour définir le rapport r en fonction de l'avance, nous utiliserons le polynôme de degré 2 défini par la méthode des moindres carrés :

$$r = -8,99h^2 - 7,11h + 2,5 \quad (2.27)$$

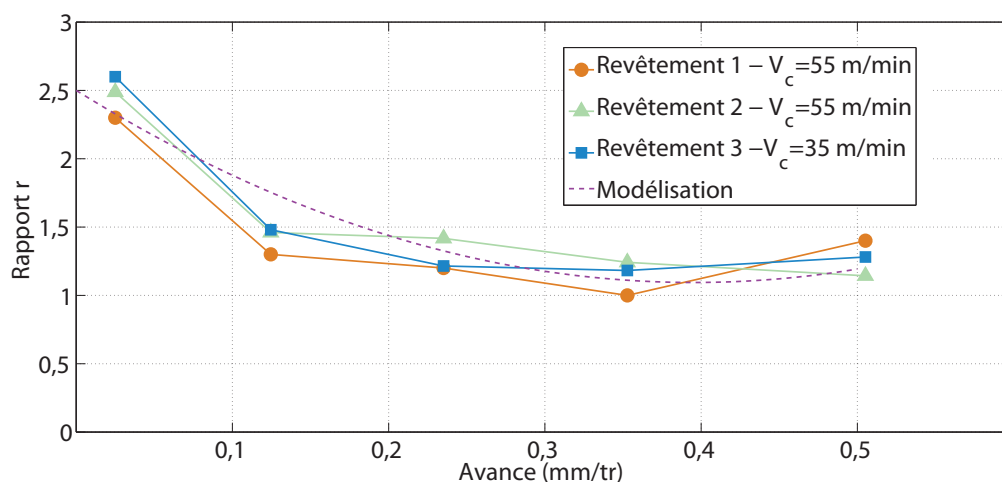


FIGURE 2.42 – Evolution du rapport $r = h_c/h$ ($b = 5$ mm, $\alpha = 10^\circ$, $r_e = 0,04$ mm, revêtement TiN)

2.4.3.2 Application de la modélisation au Ti5553

L'objectif de cette partie est de vérifier si la théorie de Budak est applicable au Ti5553. Pour cela, nous avons effectué une série d'essais de tournage à l'aide d'un outil dont les caractéristiques sont représentées dans la table 2.11. L'objectif est de tester l'augmentation de l'angle d'inclinaison sans faire varier l'engagement comme en fraisage.

Conditions	Valeurs
Angle de coupe	10°
Angle d'inclinaison	5°
Préparation d'arête	Rayonnée (0,04 mm)
Avance	$f = 0,2$ mm/tr

TABLE 2.11 – Récapitulatifs des conditions d'essais

Nous avons pour cela réalisé un essai similaire à la campagne expérimentale de caractérisation de la V_{cmin} (figure 2.43).

Nous observons une bonne corrélation entre les essais et la modélisation. Afin de vérifier la cohérence du modèle, nous avons fait varier l'angle d'inclinaison entre 0 et 20° (figure 2.44). Il peut également être intéressant de vérifier l'influence conjuguée de l'augmentation de la préparation d'arête et l'angle d'inclinaison pour une avance donnée. Nous avons remarqué lors de la coupe orthogonale que l'augmentation de la préparation d'arête engendrait une modification de la direction de l'effort de coupe. Nous pouvons vérifier comment se comporte l'ensemble des trois composantes (figure 2.45).

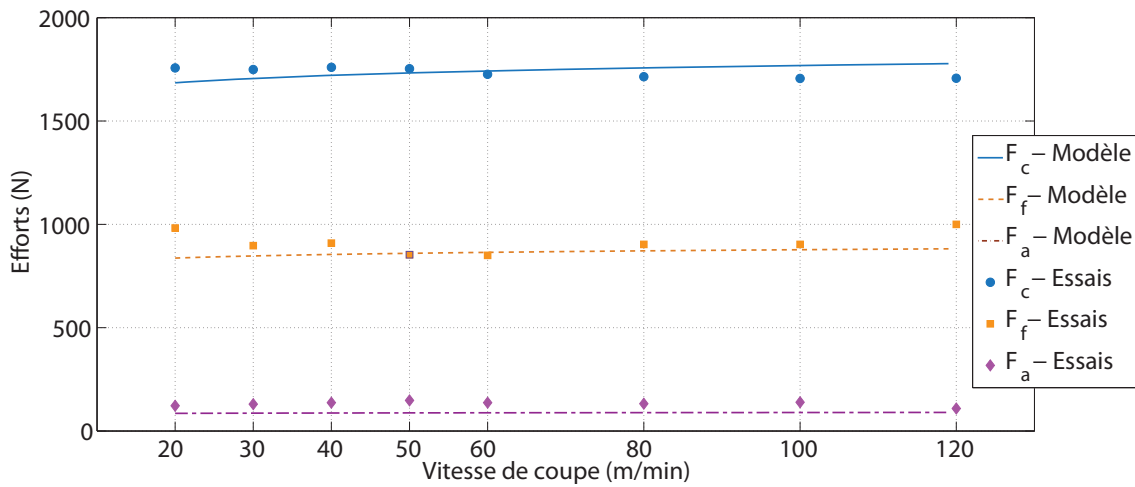


FIGURE 2.43 – Essais de coupe oblique

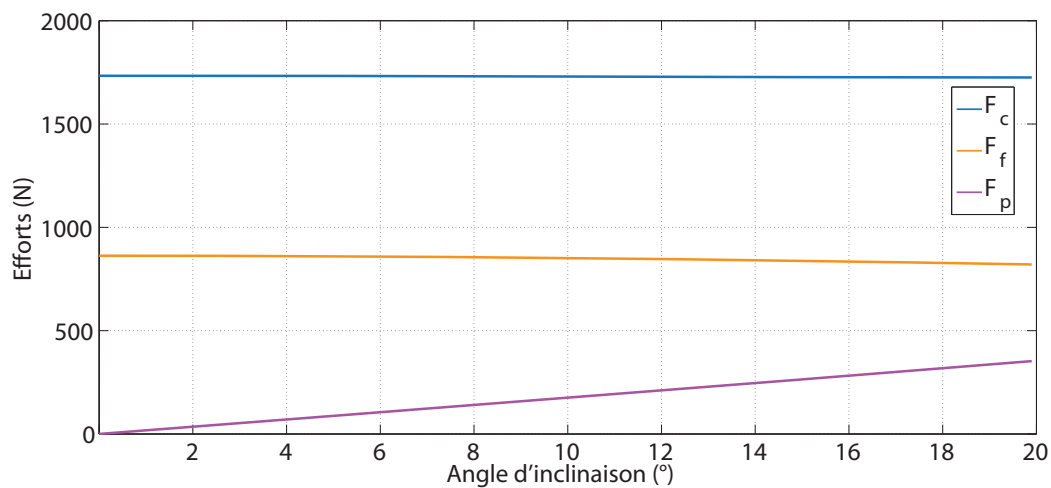


FIGURE 2.44 – Influence de l'angle d'inclinaison

A l'analyse de ces résultats, nous observons que l'augmentation de la préparation d'arête et de l'angle d'inclinaison d'arête diminue la différence entre les trois composantes. Une élévation de la taille de la préparation d'arête modifie le rapport entre (F_c et F_f). Un angle d'inclinaison plus important engendre une composante F_p plus grande. La combinaison de ces deux éléments induit automatiquement une modification de la direction de l'effort global. Dans le cadre du fraisage, ce phénomène peut avoir un rôle majeur dans la stabilité de l'usinage ou dans la prédiction de l'état de surface.

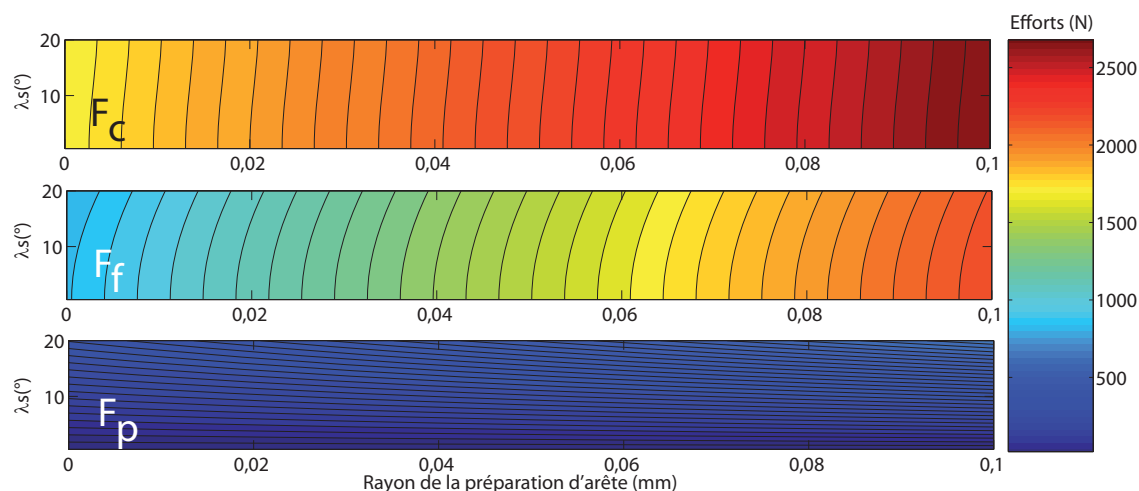


FIGURE 2.45 – Influence de la préparation d’arête et de l’inclinaison d’arête sur la direction des efforts

2.4.4 Campagne d’essais

Nous pouvons à présent appliquer cette modélisation sur les outils de fraisage. Nous avons pour cela utilisé deux outils. Le premier outil est une fraise cylindrique à plaquettes rapportées nous permettant de nous placer dans le cas le plus simple de la coupe orthogonale. Afin de supprimer les effets du rayon de bec de la plaquette, des rainures ont été réalisées dans la pièce (figure 23 de l’Annexe 2). Ce premier outil nous permet de vérifier la méthode lorsque l’engagement est variable. Le second outil est une fraise torique. Cet outil plus complexe nous autorise à vérifier la corrélation entre le modèle et les outils de forme.

2.4.4.1 Essais de fraisage

Les essais ont été effectués sur le centre d’usinage KX10 (Huron) dont les caractéristiques mécaniques sont rappelées dans l’Annexe 2. L’acquisition des efforts est effectuée suivant 3 axes (X, Y, Z) (figure 2.46) par l’intermédiaire d’une platine de mesure d’effort Kistler 9257B présentée en Annexe 2. Comme pour le tournage, tous les essais ont été réalisés sans lubrification.

Les conditions de coupe et d’engagement sont résumées dans la table 2.12. Nous avons choisi d’utiliser les plages de conditions de coupe testées en tournage. Les conditions d’engagement ont été définies en fonction des valeurs utilisées par l’entreprise Messier-Dowty.

Au niveau des outils, nous avons utilisé deux outils de deux carburiers. Les différentes caractéristiques des outils sont présentées dans la table 2.13.



FIGURE 2.46 – Dispositif expérimental

Paramètres	Valeurs
Vitesse de coupe (m/min)	25/35/45/55/65
Avance (mm/dt)	0,1/0,2/0,3/0,4
Engagement radial (a_e) (mm)	3
Engagement axial (a_p) (mm)	3

TABLE 2.12 – Conditions d’essais pour le fraisage

	Outil cylindrique	Outil torique
Description géométrique des outils		
Désignation	Ceratizit : C141.32.R.03.A	Stellram : 7700VR10WA0.32R070
Diamètre (mm)	32	32
Nombre de dents	3	3
Positionnement de la plaquette	$\delta_f = 0^\circ$; $\beta_f = 2^\circ$; $\varphi_f = 0^\circ$	$\delta_f = 0^\circ$; $\beta_f = 5^\circ$; $\varphi_f = 0^\circ$
Description des plaquettes		
Désignation	Ceratizit LDFT 150408ER	Stellram RPHT10T3M0T-X4
Préparation d’arête	Rayonnée 0,04 mm	Rayonnée 0,04 mm
Revêtement	TiN-TiC-TiN CVD (3,5 μ m)	TiN+TiB ₂ PVD (2 μ m)
Substrat	Carbure de tungstène micrograin	Carbure de tungstène micrograin
Rayon (mm)	0,8	3
Longueur arête (mm)	12	/

TABLE 2.13 – Description des outils

2.4.4.2 Analyse des résultats

Influence des conditions de coupe sur la résultante

Nous n'observons pas de relation entre les efforts de coupe et la vitesse de coupe (figures 2.47 et 2.48). Ce même phénomène avait été observé lors de l'essai de caractérisation de la V_{cmin} . La résultante est fonction de l'augmentation de l'avance où nous notons une relation linéaire entre ces deux paramètres. Les efforts de coupe pour la fraise torique (figure 2.48) sont toujours inférieurs aux efforts obtenus avec la fraise cylindrique (figure 2.47). Cette différence s'explique par des sections de coupe inférieures mais nous verrons par la suite que d'autres phénomènes apparaissent.

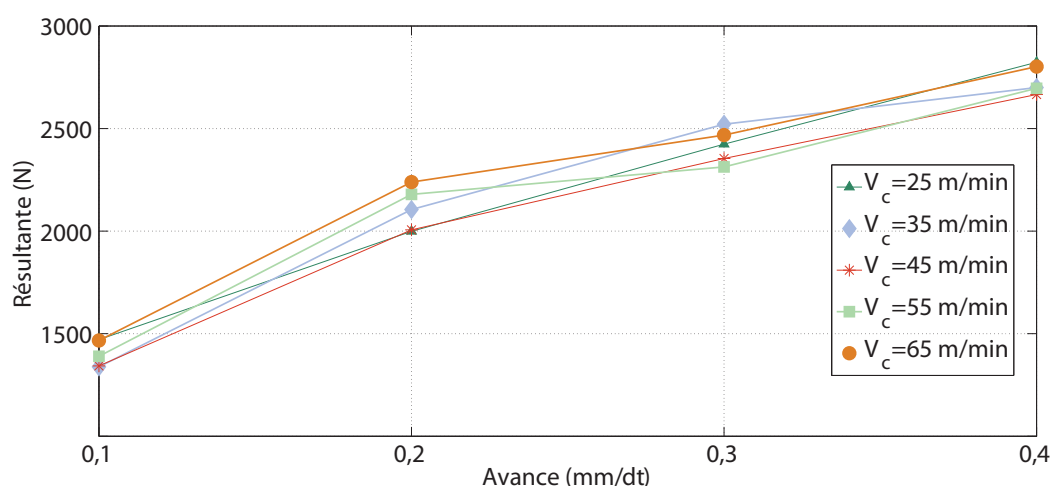


FIGURE 2.47 – Résultante de l'effort de coupe obtenue pour une fraise cylindrique

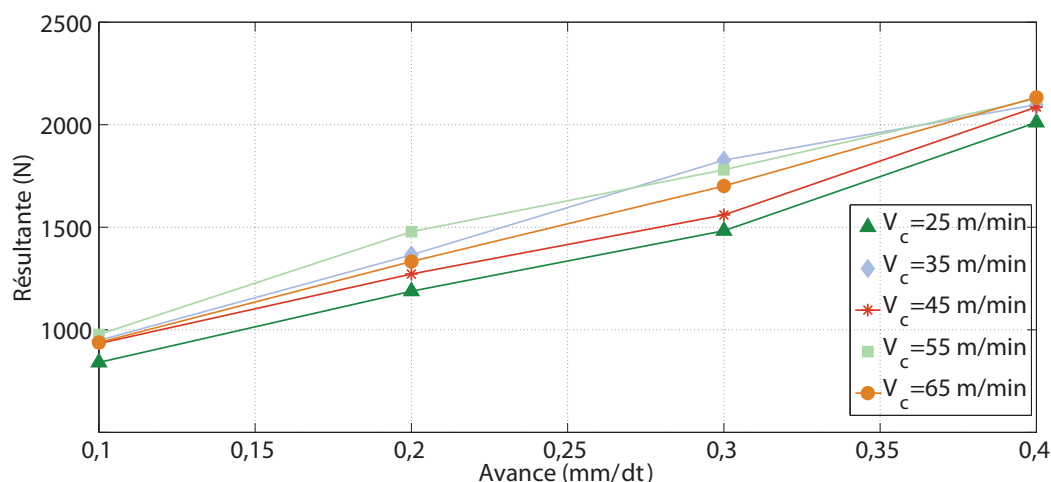


FIGURE 2.48 – Résultante de l'effort de coupe obtenue pour une fraise torique

Influence de l'engagement sur la direction de la résultante

Pour notre étude nous considérerons que la direction de la résultante est définie comme étant le rapport entre les composantes F_f et F_c . Nous allons vérifier l'évolution de cette direction pour le passage d'une dent (où l'épaisseur de copeau varie). Si la direction de la résultante est égale à 1 alors les deux composantes sont égales. Traditionnellement pour l'acier la direction est toujours inférieure à 1. Pour cela, nous baserons notre analyse sur deux essais : un premier essai où l'avance est $f_z = 0,1 \text{ mm/dt}$ et un second essai où l'avance est 4 fois plus importante ($f_z = 0,4 \text{ mm/dt}$) (figure 2.49). Pour simplifier l'analyse, l'étude sera réalisée sur la fraise cylindrique dont l'angle d'hélice (λ_s) est nul ($F_p = 0 \text{ N}$).

Pour une avance de 0.1 mm/tr , la composante F_f est toujours la plus importante. Cette direction d'effort est due à une épaisseur de coupe insuffisante. L'influence de la préparation d'arête est alors prépondérante induisant un effort de poussée plus important. Pour une avance plus importante, nous remarquons une modification de la direction des efforts apparaissant à une position angulaire égale à 30° . Tant que l'avance est suffisamment importante comparée à la préparation d'arête la composante F_c est prépondérante à partir du moment où le rapport entre la préparation d'arête et l'avance devient trop faible la direction est modifiée ($F_f > F_c$).

Cette modification peut induire une modification de l'état de surface. Nous verrons par la suite comment ce phénomène apparaît dans le cadre de l'utilisation des fraises toriques.

2.4.5 Application au Ti5553

La dernière partie de la modélisation concerne la définition des efforts de coupe en fraisage. Dans l'ensemble des cas, la méthodologie reste inchangée à savoir définir des efforts élémentaires à partir des modélisations de tournage. Ces derniers sont ensuite intégrés le long de l'arête de coupe afin de définir les efforts de coupe. Chaque effort élémentaire est le résultat du produit des pressions spécifiques de coupe par la section de coupe et des charges linéiques par la longueur d'arête en prise.

Pour chaque outil, les efforts de coupe élémentaires sont définis tels que :

$$\begin{aligned} dF_c &= K_{cc}(z)h(\phi, z)dz + K_{ce}(z)dz \\ dF_f &= K_{fc}(z)h(\phi, z)dz + K_{fe}(z)dz \\ dF_p &= K_{pc}(z)h(\phi, z)dz + K_{pe}(z)dz \end{aligned} \quad (2.28)$$

La transposition dans le repère (O, X, Y, Z) est effectuée à l'aide d'une matrice de transfert

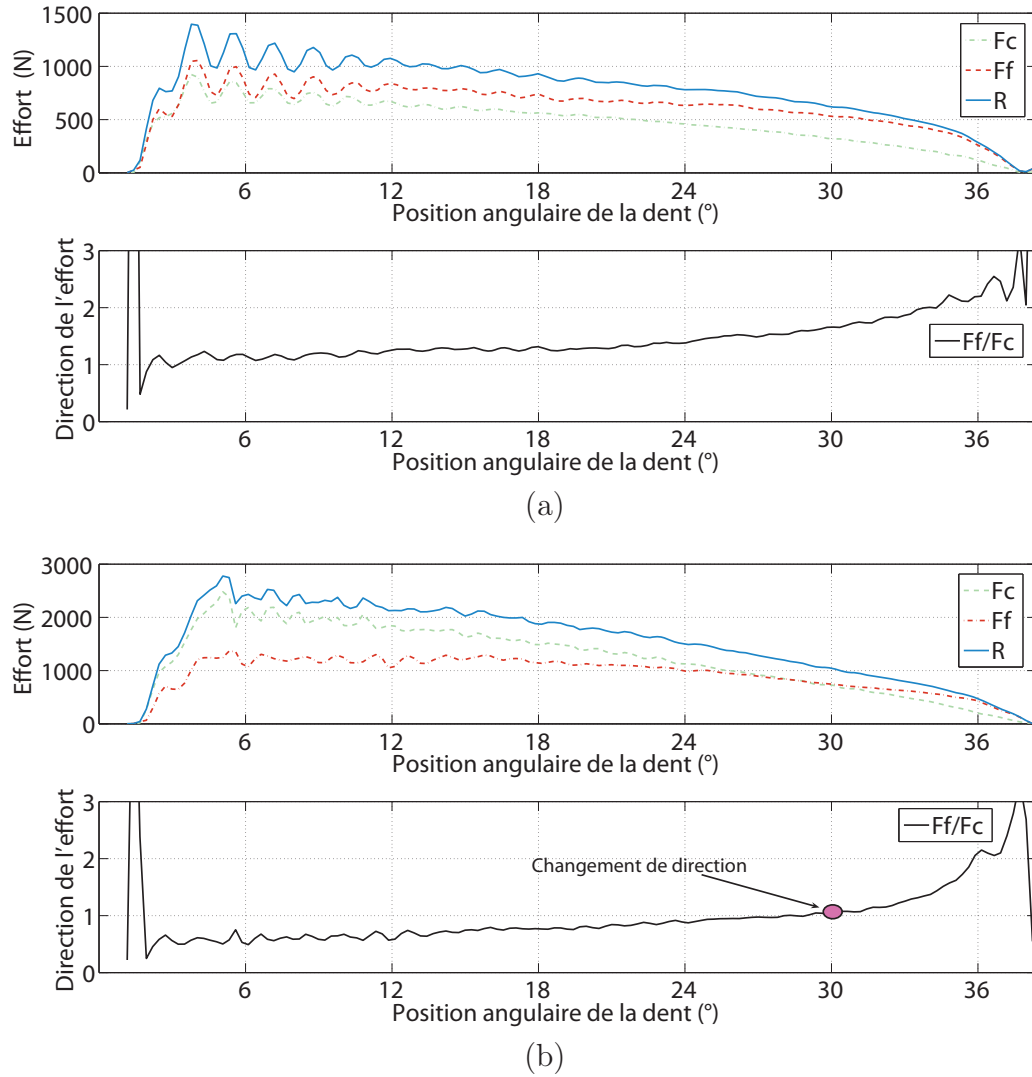


FIGURE 2.49 – Direction de l'effort de coupe en fonction de la position angulaire de la plaquette pour $f_z = 0.1 \text{ mm/tr}$ (a) et $f_z = 0.4 \text{ mm/tr}$ (b)

($[T]$) :

$$\begin{bmatrix} dF_x \\ dF_y \\ dF_z \end{bmatrix} = [T] \begin{bmatrix} dF_c \\ dF_f \\ dF_p \end{bmatrix} \quad (2.29)$$

La figure 2.50 montre les efforts de coupe obtenus avec la modélisation de l'outil cylindrique et lors de la campagne d'essais. La comparaison des efforts modélisés et issus des essais pour la fraise torique est présentée sur la figure 2.51.

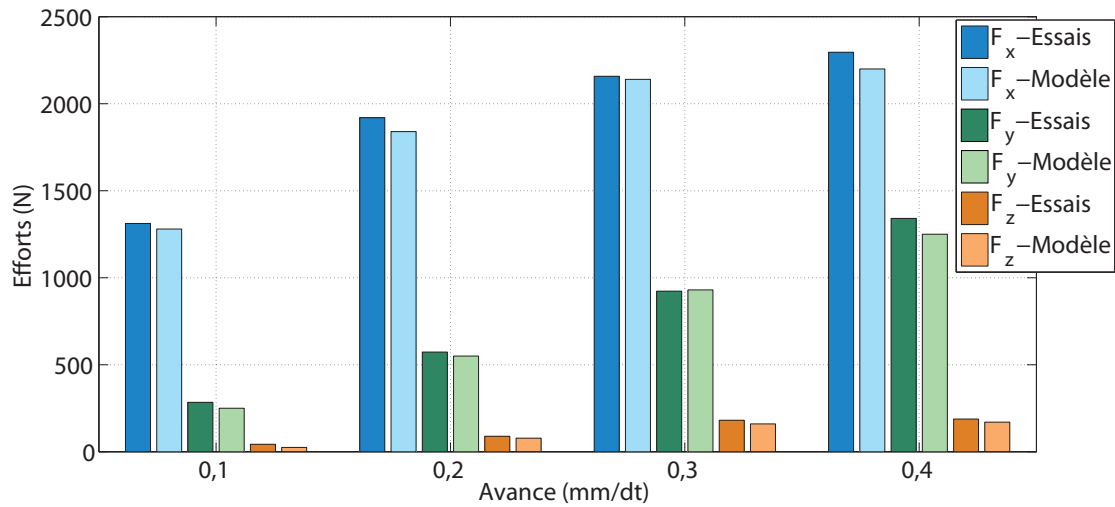


FIGURE 2.50 – Comparaison des valeurs obtenues avec les essais avec la modélisation pour la fraise cylindrique ($V_c = 45$ m/min, $a_e = 3$ mm et $a_p = 5$ mm)

Comme nous pouvons l'observer, les efforts de coupe obtenus par la modélisation et par les essais corrént sur les deux outils (cylindrique (figure 2.50) et torique (figure 2.51)).

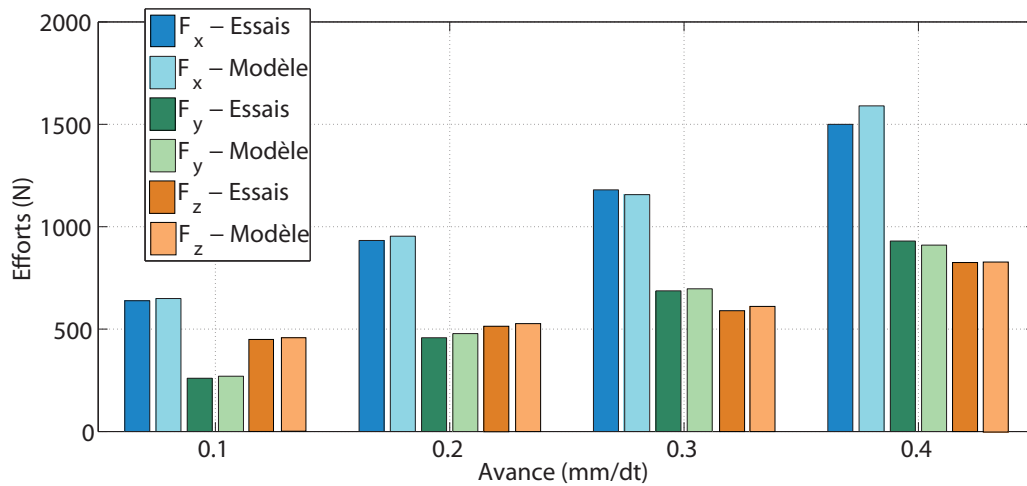


FIGURE 2.51 – Comparaison des valeurs obtenues avec les essais avec la modélisation pour la fraise torique ($V_c = 25$ m/min, $a_e = 3$ mm et $a_p = 5$ mm)

En ce qui concerne l'analyse des composantes en fonction de l'engagement, pour la fraise cylindrique, l'avance engendre une augmentation linéaire des trois composantes. Pour la fraise torique, la composante F_z est moins influencée par l'avance.

2.4.6 Compréhension des phénomènes sur la fraise torique

La fraise torique est fortement utilisée par la société Messier-Dowty. Cependant, son comportement est méconnu et il est ainsi difficile de définir des conditions de coupe optimales. Pour ces raisons, nous avons choisi de vérifier le comportement de l'outil torique lors de l'usinage du Ti5553.

Notre choix a été d'utiliser comme base de comparaison un outil cylindrique dont le comportement est plus simple et plus connu. Nous vérifierons ensuite l'évolution des pressions spécifiques de coupe lors d'un passage de dent et nous terminerons par la modification de la direction des efforts de coupe.

2.4.6.1 Evolution de l'épaisseur du copeau et de la longueur en prise en fonction de la position angulaire de la dent

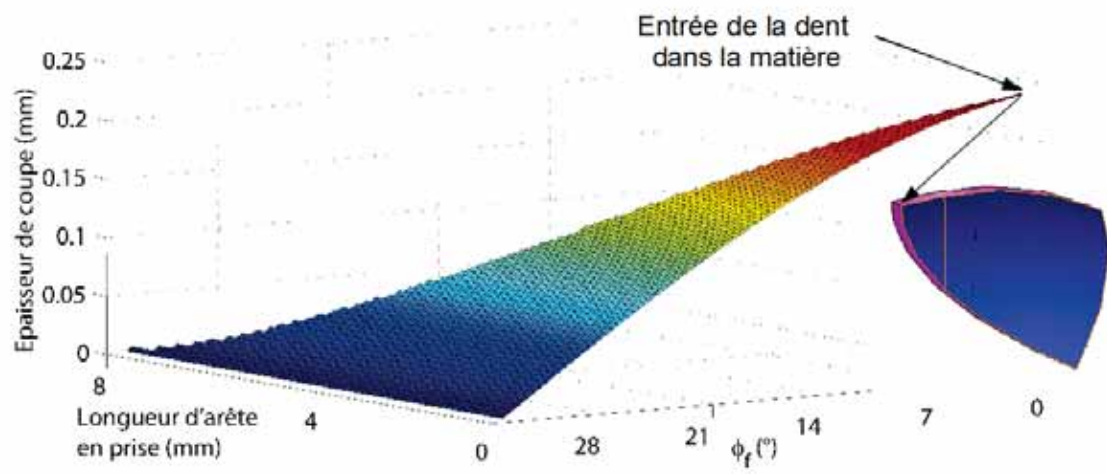
La section de coupe est fonction de la position de la dent. Il est alors possible de définir l'épaisseur de coupe à chaque position angulaire pour chaque élément discrétisé en utilisant la modélisation développée précédemment (figure 2.52).

Pour les deux fraises, l'évolution et les valeurs sont différentes. Pour la fraise torique, l'engagement est fonction des deux paramètres (ϕ_f et θ), l'augmentation de θ se traduisant par une variation de la longueur en prise. Pour la fraise cylindrique, seule la position angulaire (ϕ_f) a de l'influence.

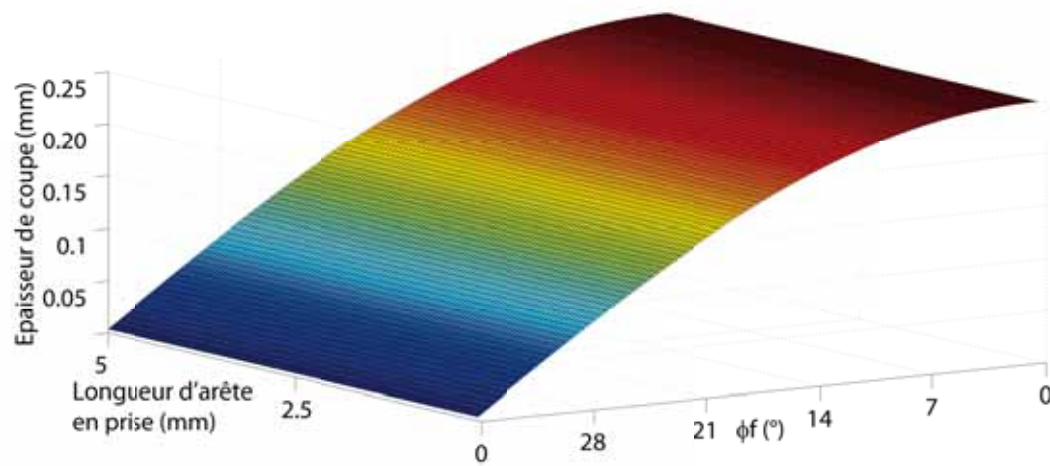
Le second point que nous avons considéré est l'évolution de l'arête en prise au cours de l'usinage. La longueur d'arête en prise obtenue pour la fraise torique est plus importante. Ces valeurs sont dues à la forme cylindrique de la plaquette. Pour une fraise cylindrique avec des angles de positionnement nuls ($\alpha_f, \beta_f, \gamma_f$), la longueur en prise est toujours identique et égale à la profondeur de coupe.

En termes d'efforts de coupe, cette analyse montre que les deux fraises vont avoir un comportement différent. A géométrie de coupe et engagement identique, la section et par conséquent les efforts de coupe pour la fraise cylindrique sont toujours supérieurs. Cependant, la répartition entre l'influence des pressions spécifiques de coupe et des charges linéiques sont différentes.

Afin de maîtriser et optimiser le comportement des fraises, nous pouvons définir des engagements optimaux. Pour la fraise torique, dans la mesure où la section de coupe est plus évolutive, l'avance peut-être plus importante comparée à la fraise cylindrique. Cependant, il est conseillé de limiter l'engagement axial afin de réduire l'arête en prise.



(a)



(b)

FIGURE 2.52 – Evolution de la section coupée pour chaque élément discrétisé sur la fraise torique (a) et pour la fraise cylindrique (b)

2.4.6.2 Analyse des pressions spécifiques de coupe

Nous pouvons également nous interroger sur les pressions spécifiques de coupe. Elles sont calculées pour les différents engagements (figure 2.53). Les coefficients linéiques étant définis pour une avance nulle, ils ne varient pas. Comme nous pouvons le constater les coefficients spécifiques de coupe restent fonction de l'engagement. Nous observons également que ces coefficients restent extrêmement élevés indépendamment de la position angulaire. Le coefficient le plus élevé est le coefficient K_f et les pressions spécifiques maximales apparaissent aux limites de l'engagement. Cette augmentation est due à une avance trop faible comparée à la préparation d'arête. Il est à noter que l'augmentation du rayon de plaquette peut également générer une augmentation des pressions spécifiques de coupe.

En effet, un rayon plus important peut générer des épaisseurs de copeau plus faibles et accroître les efforts.

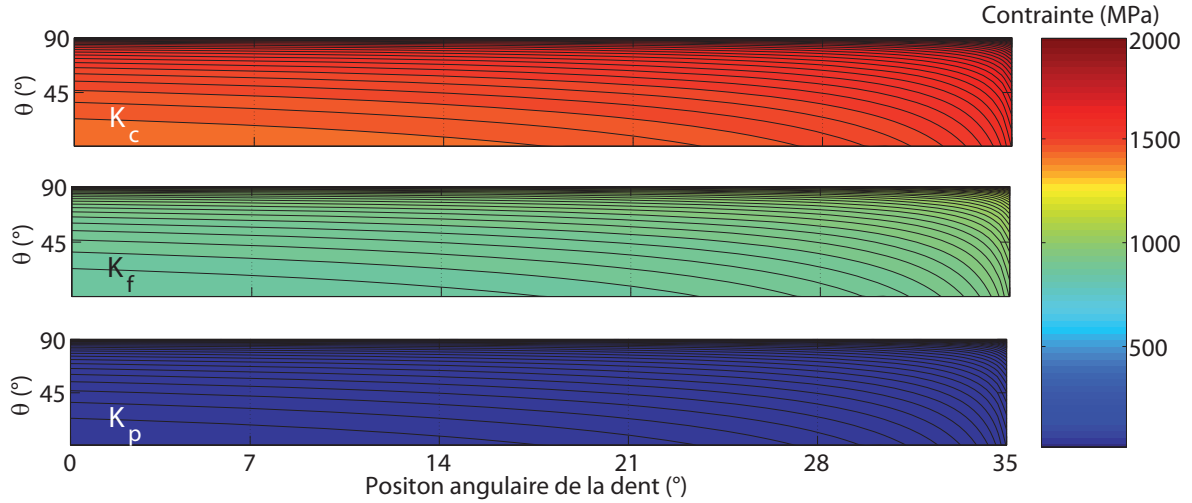


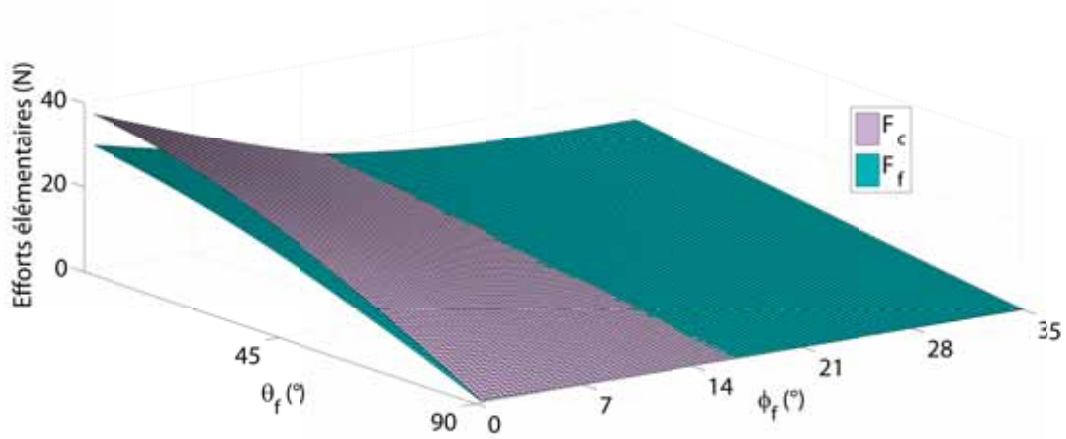
FIGURE 2.53 – Pressions spécifiques de coupe pour la fraise torique

2.4.6.3 Modification de la direction de l'effort de coupe pour une fraise torique

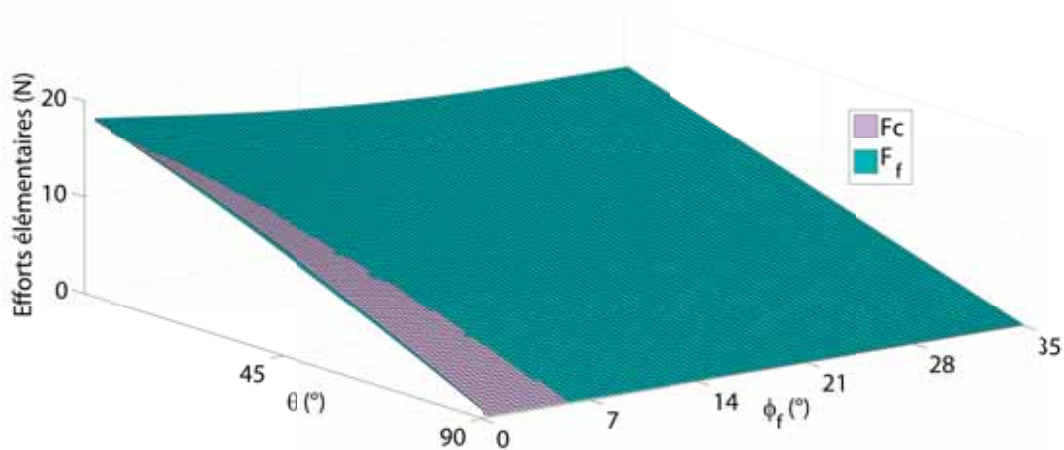
Le modèle ainsi développé peut être utilisé pour mieux comprendre le processus d'usinage. Nous avons observé avec la fraise cylindrique que la direction des efforts de coupe change avec la position angulaire de la dent. Cette observation a été effectuée expérimentalement pour un outil cylindrique. L'inversion est dans ce cas seulement fonction de la position angulaire de la dent et due à une avance trop faible comparée à la préparation d'arête. Dans le cadre de l'utilisation d'une fraise torique, l'avance est fonction de la position angulaire et de la position axiale de l'élément discrétisé considéré. En traçant les efforts de coupe obtenus à chaque élément pour deux avances, il est alors possible de comprendre comment la direction de l'effort évolue. La maîtrise de ce point est primordiale dans la définition de l'état de surface. En effet, une modification de la direction peut modifier la direction de la résultante, et induire de la flexion qui peut avoir comme conséquence une dégradation de l'état de surface ou engendrer des vibrations.

Comme nous pouvons le noter sur la figure 2.54, la direction de l'effort n'est pas seulement fonction de la position angulaire de la dent mais également de l'engagement radial de la dent. A $\phi_f = 0$, lorsque $\theta = \frac{\pi}{2}$, l'avance est maximale. Dans ce cas, F_c est la plus grande composante. Quand θ diminue, l'avance devient alors insuffisante et la composante F_t est alors prépondérante. Nous observons que cette limite change avec l'augmentation de

l'avance. Pour une avance plus grande, l'inversion de direction n'apparaît pas à la même position angulaire et à la même position axiale. Ce point sera à prendre en compte lors de la modélisation des états de surface.



(a)



(b)

FIGURE 2.54 – Efforts de coupe de chaque élément pour $f_z = 0,4\text{mm/tr}$ (a) et $f_z = 0,1\text{mm/tr}$ (b)

2.4.7 Définition d'un outil optimal en terme d'effort de coupe pour le fraisage à sec

Les différentes modélisations nous amènent à définir un outil optimal en terme de minimisation des efforts de coupe. En tournage, nous avons défini expérimentalement et par la modélisation que la géométrie de coupe qui minimise les efforts est une arête de coupe

à préparation minimale et un angle de coupe positif. Afin de réduire la composante F_f , nous avons proposé d'avoir une avance toujours au moins trois fois supérieure à la préparation d'arête. Dans le cas du fraisage, la géométrie optimale reste inchangée. Il ne faut pas oublier que des chocs apparaissent en fraisage, une arête sans préparation ne pourrait alors être envisagée du fait de sa grande fragilité. La difficulté résulte dans le choix des conditions d'engagement. Certaines conditions sont fixes. En contournage, l'engagement radial est limité à 3 mm dans l'entreprise. L'optimisation des conditions de coupe doit alors être effectuée sur cette base.

Pour les outils cylindriques, la direction de l'effort est fonction de la position angulaire de la dent. Une augmentation de l'avance engendre une direction similaire ($F_c > F_f$) tout au long de l'usinage. Cette direction est alors constante sur l'ensemble de l'arête de coupe. Pour les outils de forme, la direction de l'effort est fonction de la position angulaire de la dent et de l'engagement axial de la plaquette. Il est impossible de garantir une direction constante sur l'ensemble de l'usinage.

Un autre point important est la répartition des efforts de coupe pour les deux outils. Nous avons observé que pour les outils toriques, la section de coupe est inférieure comparée aux outils cylindriques, mais la longueur d'arête en prise est supérieure. Cette différence engendre alors une répartition des efforts différente.

Les essais n'ont pas montré d'influence de la vitesse de coupe sur les efforts. Il peut alors être envisageable d'utiliser les outils à des vitesses de coupe supérieures à celles déjà utilisées. Le seul point limitant de ce paramètre est la durée de vie des outils que nous allons traiter par la suite.

2.5 Conclusion sur les efforts de coupe

En conclusion, l'objectif de ce chapitre était de définir les efforts de coupe en fraisage pour un matériau complexe dont nous connaissons mal le comportement. La contrainte imposée est de modéliser tous les outils utilisés par l'entreprise Messier-Dowty. Lors de l'état des lieux, nous avons observé que de nombreux outils sont employés. Ils ont différentes formes (cylindrique, torique, hémisphérique) et des géométries de coupe variées. De plus, les outils évoluent, la modélisation doit avoir la souplesse de pouvoir intégrer les futurs développements de l'entreprise.

Nous avons fait le choix d'utiliser une modélisation analytique pour comprendre le processus de coupe. Nous avons pour cela vérifié si les modélisations existantes permettaient de retranscrire les efforts de coupe. Trois modélisations ont été développées :

- une première modélisation pour les outils possédant une arête de coupe parfaite,
- une seconde modélisation pour les outils à arête rayonnée,
- une troisième modélisation pour les préparations d’arête chanfreinée.

Ces modélisations nous ont permis de définir des outils de coupe et des conditions d’engagement optimaux. Un exemple d’utilisation du modèle est exposé dans l’annexe 3. L’entreprise Messier-Dowty est confrontée à un état de surface dégradé et souhaite limiter les opérations de parachèvement souvent difficiles pour les alliages de titane. A partir de la modélisation des efforts de coupe en fraisage appliquée sur l’outil de finition et des informations relatives à l’état de surface, nous avons expliqué l’apparition des phénomènes dégradants et proposé des solutions d’optimisation.

Le choix des modélisations empirique a été orienté par le nombre de forme d’outils et de préparation d’arête. Cependant, cette approche se base sur une estimation de coefficients (pressions spécifiques de coupe et coefficients linéiques). Ces coefficients sont souvent estimés à partir d’essais. Dans notre cas, cette méthode ne nous semblait pas envisageable. Nous avons pour cela défini les pressions spécifiques de coupe à partir des modélisations analytiques définies précédemment. Comme pour le tournage, une vérification expérimentale a été effectuée où nous avons observé des conclusions similaires.

En conclusion, nous avons fait des recommandations sur la définition de l’outil et défini une méthode analytique d’approche des efforts de coupe ainsi que des conditions d’utilisation optimales permettant de réduire et surtout maîtriser les efforts de coupe.

Chapitre 3

Usure des outils

Sommaire

3.1	Usure en tournage	136
3.1.1	Introduction	136
3.1.2	Choix des conditions de coupe et des outils	136
3.1.3	Identification des modes de dégradation	137
3.1.4	Influence des conditions de coupe sur l'usure	143
3.1.5	Conclusion	146
3.2	Cas du fraisage	146
3.2.1	Dispositif expérimental	146
3.2.2	Observation des modes de dégradation	148
3.2.3	Influence des modes de dégradation sur le processus de coupe .	150
3.2.4	Influence de l'engagement radial sur les modes de dégradation .	153
3.2.5	Conclusion	160

3.1 Usure en tournage

3.1.1 Introduction

Comme nous l'avons présenté dans l'état de l'art, un des axes de maîtrise de l'usinage du Ti5553 est la durée de vie de l'outil. L'entreprise a observé une usure sévère, rapide et difficilement anticipable dans le contexte de la fabrication des pièces dans ce matériau. La maîtrise de l'usure nous permet d'envisager une optimisation des conditions de coupe et des outils mais également d'améliorer l'automatisation des procédés. A notre connaissance, le Ti5553 est très peu utilisé et peu d'ouvrages scientifiques traitent de l'usure de l'outil lors de son usinage. La maîtrise de ce phénomène passe par la compréhension de plusieurs points abordés dans ce chapitre :

- identifier les modes de dégradation,
- définir les causes de ces phénomènes selon les conditions d'usinage,
- comprendre l'influence des modes de dégradation sur le processus de coupe (efforts de coupe) permettant par la suite d'envisager des techniques de surveillance d'usinage.

Afin de simplifier notre approche, la campagne expérimentale a été réalisée sans lubrifiant. Ce choix nous permet de nous positionner dans le cas le plus défavorable. En effet, l'utilisation de la lubrification permet d'améliorer les coefficients de frottement, réduire les températures de coupe ce qui permet d'augmenter la durée de vie des outils. De plus, la lubrification induit un choix de fluide de coupe (huile entière, mélange, air...), d'une technologie (haute pression, basse pression, micropluvérisation) et d'un point d'application. Ce choix peut s'avérer difficile dans le contexte de l'usinage des alliages de titane.

3.1.2 Choix des conditions de coupe et des outils

Afin de répondre à la problématique de l'entreprise, le choix des conditions expérimentales est basé sur les conditions de coupe usuelles et nous avons établi notre campagne expérimentale sur les outils les plus utilisés (table 3.1).

Désignation commerciale	ATA	ATB	AFA	AFB	1105
Préparation d'arête	Chanfrein 0, 12 mm à 13 °C	Chanfrein 0, 12 mm à 13 °C	Chanfrein 0, 12 mm à 13 °C	Chanfrein 0, 12 mm à 13 °C	Chanfrein 0, 12 mm à 13 °C Rayon 0, 04 mm
Angle de coupe (°)	13	13	13	13	13
Revêtement	TiAlN 3,5 μ m	TiAlN 2,2 μ m	TiN 3,5 μ m	TiN 2,2 μ m	TiAlN
Substrat	Carbure de tungstène micro-grains 1760Hv3	Carbure de tungstène micro-grains 1825Hv3	Carbure de tungstène micro-grains 1760Hv3	Carbure de tungstène micro-grains 1825Hv3	Carbure de tungstène micro-grains

TABLE 3.1 – Résumé des outils d'essai

Les conditions de coupe sont présentées dans la table 3.2.

V_c (m/min)	$35 < V_c < 65$
f_z (mm/tr)	0, 2
a_e (mm)	3

TABLE 3.2 – Récapitulatif des conditions de coupe pour les essais de tournage

3.1.3 Identification des modes de dégradation

L'intégralité des essais a été effectuée sur des opérations de chariotage de 50mm de longueur (environ 1 minute). L'essai d'usure est la somme de ces paliers de 50mm jusqu'à environ 500mm.

Nous allons, dans un premier temps, nous attacher à définir l'usure du point de vue de l'observation géométrique de la plaquette.

Premier mode : Le rodage

Le premier mode correspond à une forte modification géométrique de l'arête de coupe. Cette dernière disparaît et laisse place à une surface plane (figure 3.1) où une couche supérieure à la hauteur du revêtement est alors enlevée. Le premier mode de dégradation apparaît rapidement et représente environ 5% de la durée de vie totale de l'outil.

Il est dû au processus de coupe très abrasif. Nous avons montré qu'indépendamment du revêtement, le coefficient de frottement est toujours supérieur à 0,6. Le passage du copeau non fragmenté sur l'arête de coupe entraîne alors des particules de revêtement. Pour [Arrazola 09a], ce copeau non fragmenté et la forte fréquence d'apparition des bandes de cisaillement sont une explication de l'usure rapide obtenue. Pour une préparation d'arête plus faible, ce premier mode est moins présent. Cette différence est due à la réduction de l'effort de coupe.

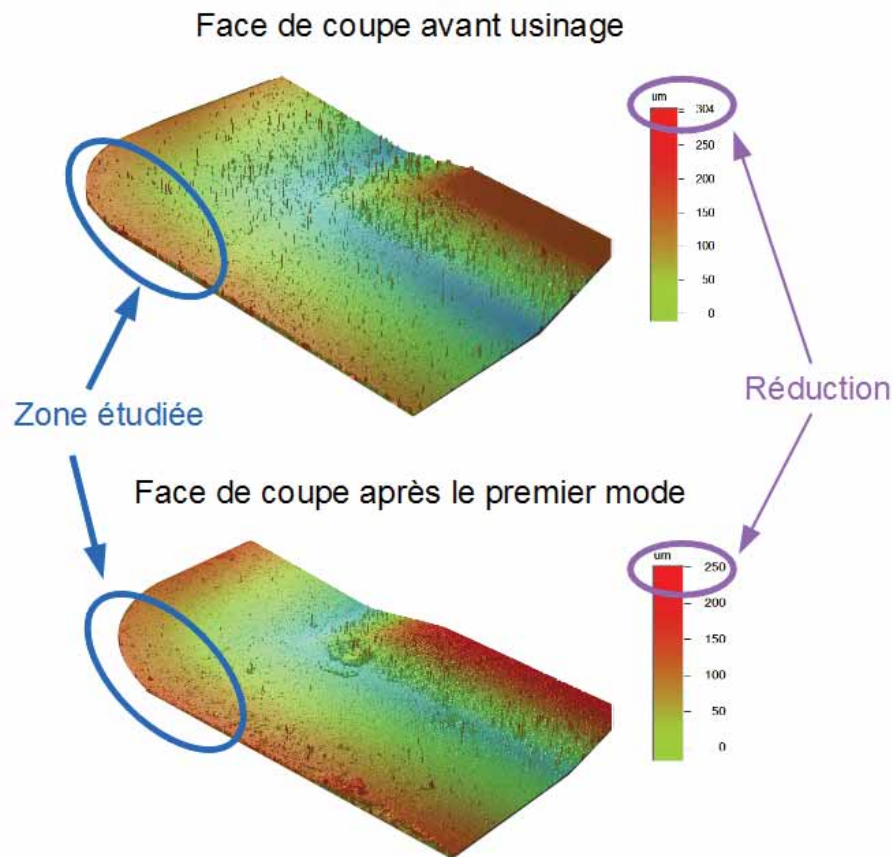


FIGURE 3.1 – Premier mode de dégradation observé au profilomètre (face de coupe)

Mode 2 : L'usure normale

Durant ce second mode, nous n'avons pas observé de changement de la géométrie de la plaquette. Le revêtement étant retiré lors du premier mode (épaisseur enlevée égale à l'épaisseur du revêtement), nous pouvons alors considérer que l'usinage est ainsi effectué sans revêtement durant près de 80% de la durée de vie des outils.

Troisième mode : Arête rapportée et effondrement d'arête

Au cours de ce dernier mode, deux modifications géométriques ont été observées. Le premier phénomène est l'apparition d'une arête rapportée et la seconde est un effondrement d'arête. Il n'est pour l'instant pas possible d'établir la chronologie de ces deux événements.

Nous pouvons tout de même analyser la géométrie de ces deux phénomènes. La largeur de l'arête rapportée est égale à l'engagement radial (figure 3.2). Ce phénomène apparaît normalement lors de l'usinage de matériaux ductiles or le Ti5553 a un allongement de 4%. Les travaux de [Fang 05b] ont montré que sa création est fonction des températures et des contraintes de glissement à l'interface outil copeau. Une des explications envisageables peut être l'élévation de la température de coupe augmentant ainsi la ductilité du matériau et favorisant l'apparition de l'arête rapportée.

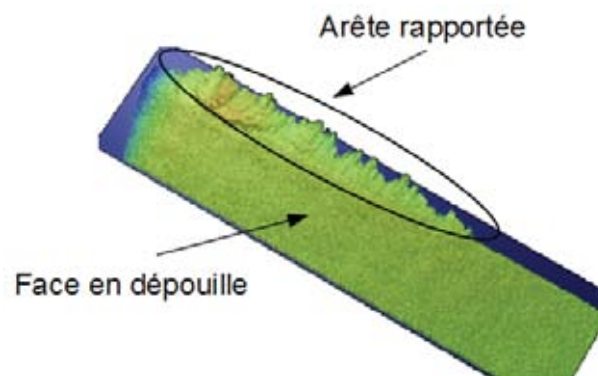


FIGURE 3.2 – Observation de l'arête rapportée au profilomètre

Comme pour l'arête rapportée, l'effondrement d'arête a lieu sur l'intégralité de la largeur de coupe (figure 3.3).

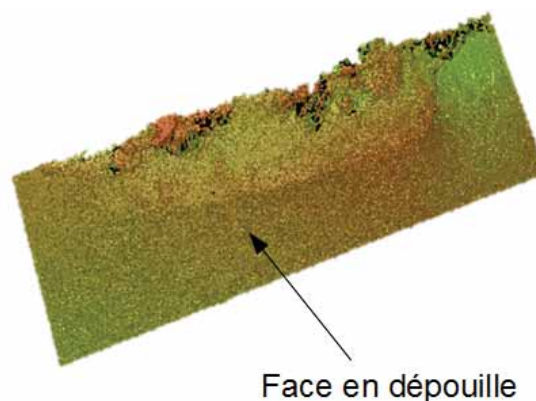


FIGURE 3.3 – Effondrement d'arête

Observations générales

L'état de l'art a montré que les modes de dégradation pour les alliages de titane sont l'usure en entaille, l'usure en cratère et l'usure en dépouille. A l'inverse de [Arrazola 09a], au cours de ces essais aucune usure en dépouille n'a été observée. Ces phénomènes s'expliquent par les caractéristiques mécaniques du Ti5553 traité et la direction de l'effort de coupe. La surface usinée n'est alors jamais en contact avec la face en dépouille, limitant ainsi les frottements. Seules des brûlures sont apparues sur la face en dépouille pour certaines nuances. Elles proviennent de la forte température de coupe.

Conclusion

L'objectif de cette partie était d'identifier les phénomènes d'usure lors de l'usinage du Ti5553 en tournage. Nous avons pour cela identifié des phases que nous avons appelées mode de dégradation. Trois modes ont été observés : le rodage, l'usure normale et le dernier mode une suite d'arêtes rapportées et d'effondrements d'arête. A partir de cette première analyse, il est difficile d'envisager une optimisation des conditions de coupe. Il est alors nécessaire de définir des critères d'usure et de connaître l'influence des modes de dégradation sur le processus de coupe.

3.1.3.1 Choix d'un critère mesurable

La maîtrise de l'usure des outils passe par la définition d'un critère mesurable. Il doit permettre de rendre compte du niveau d'usure au cours de la durée de vie des outils et il peut être utilisé pour la définition d'une loi d'usure. La norme prévoit l'utilisation de l'usure en dépouille ou de l'usure en cratère dont l'évolution est fonction du temps. La tendance observée pour les modes de dégradation lors de l'usinage du Ti5553 ne nous permet pas d'utiliser ces critères.

Comme le montre la figure 3.4, nous pouvons résumer les différentes interactions entre l'usure et le processus de coupe. La géométrie d'outil engendre le processus de coupe, mais celle-ci est fonction de l'usure. Il y a donc une relation de cause à effet dans chaque élément de ce tryptique. Le choix du critère mesurable peut alors être effectué sur l'un de ces points.

Afin de vérifier l'utilisation d'un critère indirect, nous avons effectué une acquisition de l'effort de coupe pour chaque essai. La figure 3.5 présente les deux composantes de l'effort en fonction du mode de dégradation. Nous observons alors que l'évolution de l'effort corrèle avec celle de l'usure des outils et nous retrouvons les trois modes de dégradation définis précédemment (rodage, usure normale et effondrement d'arête).

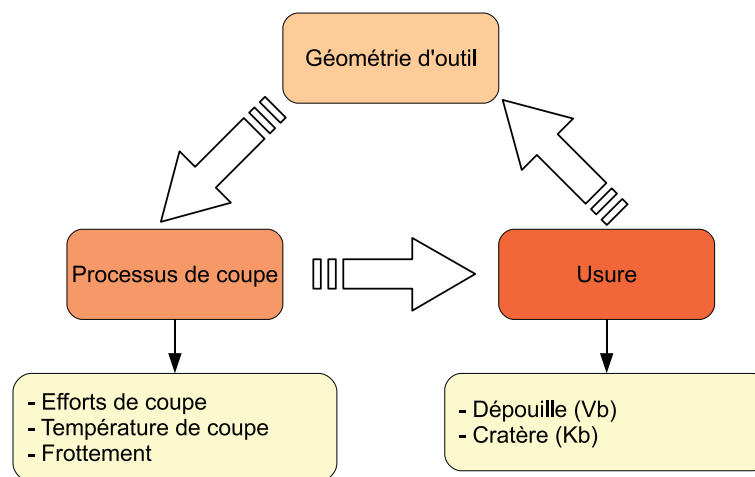


FIGURE 3.4 – Résumé de l'influence de l'usure sur le processus de coupe

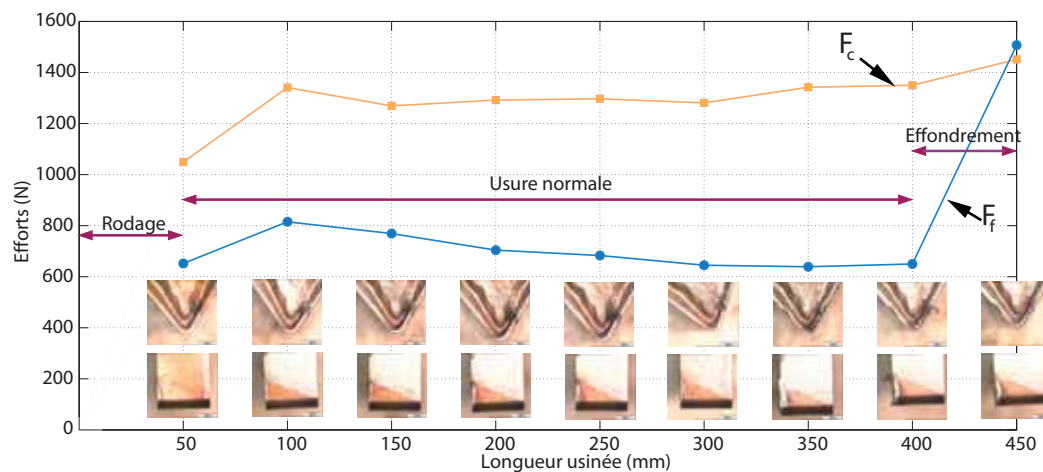


FIGURE 3.5 – Evolution de l'effort avec les modes de dégradation

A l'issue de la première étape (figure 3.5) correspondant au rodage, l'effort de coupe augmente de manière linéaire et constante. La géométrie de l'arête de coupe change pour laisser place à une surface plane sans revêtement.

La seconde étape, appelée usure normale, est une phase de stabilisation correspondant à 90% de la durée de vie de l'outil (dans notre cas 300 mm sur la totalité de la durée de vie) où la variation des valeurs est comprise dans une plage de 5% (figure 3.5). La tendance reste identique quel que soit l'essai (50 mm d'usinage) où nous observons une diminution de l'effort sur les premiers millimètres (figure 3.6). Nous pouvons expliquer cette tendance par une stabilisation thermique du processus de coupe. Cette hypothèse a été validée sur des essais plus longs (100 mm d'usinage).

La dernière étape correspond à ce que nous avons appelé l'effondrement d'arête. Elle

montre le mode de dégradation sévère et soudain (figure 3.6). La résultante est 20% plus importante sur 50 mm et de 35% par rapport à l'état initial de la plaquette. La composante F_c augmente légèrement (15%) et linéairement tandis que F_t a une évolution différente. Cette dernière est plus forte (évolution de 100%) et se décompose en deux phases. Durant la première phase, nous observons une augmentation par paliers où l'effort croît brusquement à différents instants. La seconde phase se présente sous la forme d'une fonction linéaire. Il est difficile de définir l'influence de chacun des phénomènes (arête rapportée ou effondrement d'arête) lors de cette phase. Nous avons essayé de visualiser ces phénomènes à l'aide d'une caméra rapide mais sans résultat probant.

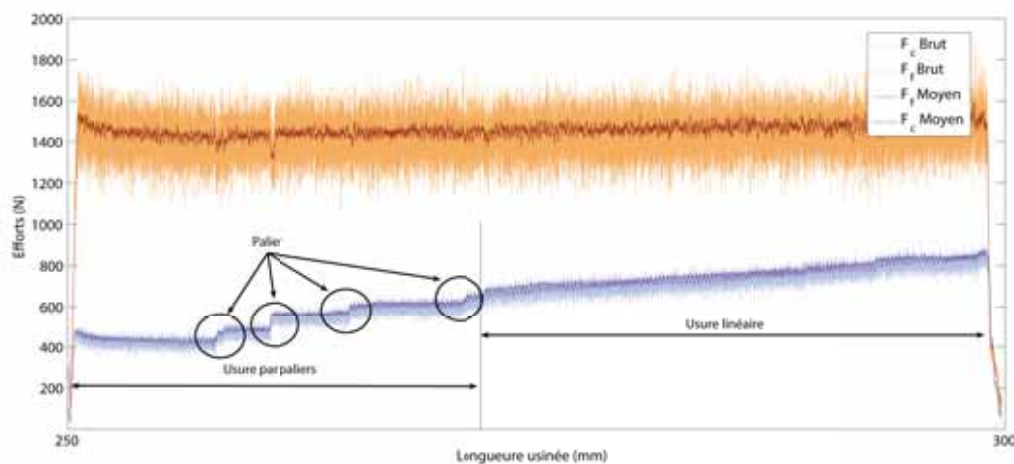


FIGURE 3.6 – Evolution des composantes de l'effort de coupe sur un essai d'usinage (50mm)

L'analyse de la résultante donne une simple estimation de l'état de la plaquette via le processus de coupe. Cependant, elle ne suffit pas pour analyser les modes de dégradation.

Dissociation de l'effondrement d'arête et de l'arête rapportée

Afin d'expliquer ce phénomène, nous avons multiplié les essais où l'acquisition des efforts de coupe a été effectuée avec la fonction oscilloscope du logiciel d'acquisition des efforts, afin d'obtenir son évolution en temps réel. A la fin de chaque essai, la plaquette a été photographiée (figure 3.7), nous permettant de connaître l'évolution de la forme de l'outil pour dissocier l'influence de l'arête rapportée et de l'arrachement de matière :

- l'arrachement de matière provoque une augmentation de l'effort de coupe par palier,
- l'arête rapportée est le dernier mode de dégradation et induit une augmentation exponentielle de l'effort.

Le dernier mode de dégradation est le résultat d'un enchaînement d'étapes allant jusqu'à la destruction de l'outil. Le copeau abrasif engendre une modification de la géométrie de

coupe. Le volume des particules arrachées s'amplifie et à chaque extraction d'une partie de l'outil, l'effort de coupe augmente d'un niveau (palier). La modification géométrique entraîne une élévation de l'effort et de la température de coupe. Le matériau est alors plus ductile, les contraintes à l'interface outil-copeau croissent favorisant l'apparition d'une arête rapportée (figure 3.7). Si les efforts de coupe provoqués par l'arête rapportée sont trop importants, cette dernière est alors arrachée, ce qui accélère le cycle de dégradation et conduit à un effondrement de l'arête de coupe.

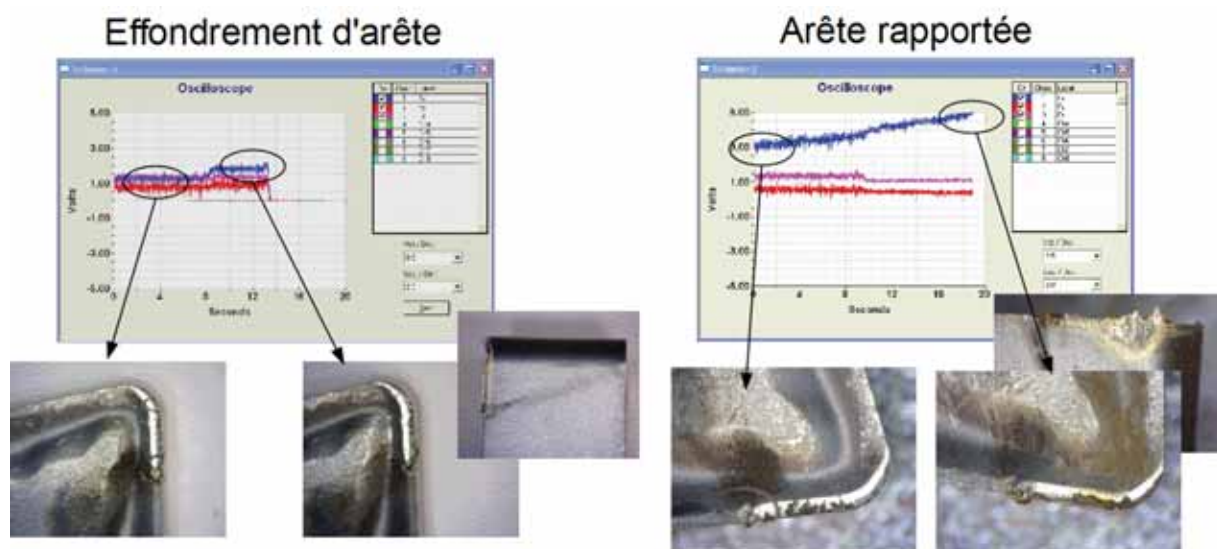


FIGURE 3.7 – Apparition des paliers d'efforts et de l'arête rapportée

3.1.4 Influence des conditions de coupe sur l'usure

Nous avons considéré que l'outil était dégradé lorsque l'effort qu'il induit augmente brusquement.

3.1.4.1 Influence du matériau de coupe

La figure 3.8 présente l'influence du matériau de coupe sur l'usure des outils. Quelle que soit la nuance, les plaquettes ont permis d'usiner des longueurs quasiment identiques (400mm). Les essais corroborent avec les observations faites lors de campagnes d'essais préliminaires où nous avons montré que la nuance n'a pas d'influence sur le coefficient de frottement et donc sur les efforts.

D'autres essais ont été effectués afin de vérifier l'influence du substrat (différence entre les nuances ATA et AFA). Malgré une dureté différente, ce point n'a montré aucune amélioration notable.

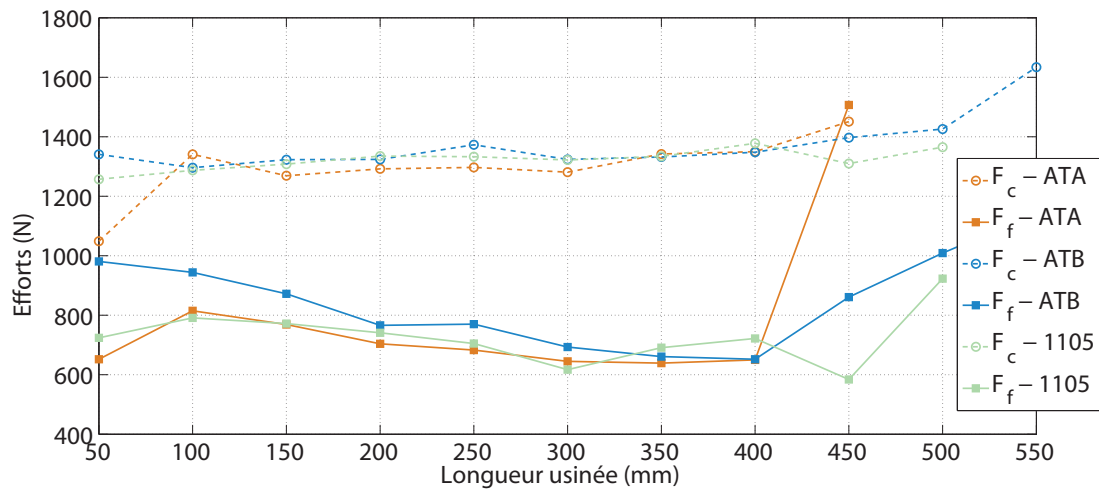


FIGURE 3.8 – Influence du matériau de coupe (Outil Sandvik CNMG160612-23)

3.1.4.2 Influence de la géométrie de coupe

Pour cette campagne, nous avons utilisé deux géométries proposées par Sandvik communément retrouvées dans l'industrie. La géométrie 23 correspond à une préparation d'arête rayonnée de 0,04mm et la géométrie QM est un chanfrein de largeur 0,12mm à 13°.

Une géométrie d'arête plus fine permet de réduire les efforts de coupe. La durée de vie de l'outil peut alors être légèrement augmentée. A nuance équivalente, cette différence reste extrêmement faible (figure 3.9). Elle s'explique par une amélioration de l'écoulement sur la face de coupe engendrée par la réduction de la préparation d'arête. Le processus abrasif est alors favorisé limitant la durée de vie des outils.

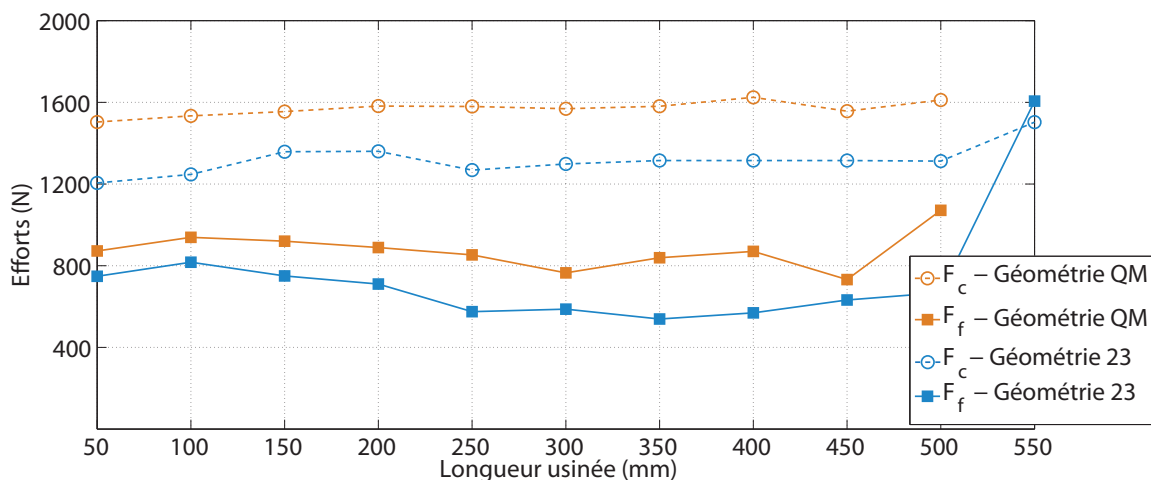


FIGURE 3.9 – Influence de la préparation d'arête (Outil Sandvik CNMG160612 - ATB)

3.1.4.3 Influence de la vitesse de coupe

Nous avons testé l'influence de la vitesse de coupe dans des conditions usuelles (figure 3.10). Pour la plaquette Sandvik nuance ATA et géométrie QM, nous observons que l'augmentation de la vitesse de coupe réduit les longueurs usinées avant la dégradation totale de l'outil. Une augmentation de 80% de la vitesse de coupe réduit la longueur usinée de 20%. Il est important de dissocier la durée de vie d'une plaquette et sa longueur usinée. En effet, une augmentation de 80% de la vitesse de coupe diminue la durée de vie de 50%. En conclusion, une élévation de la vitesse de coupe permet d'obtenir un débit matière pour une arête de coupe supérieur, mais une durée de vie inférieure.

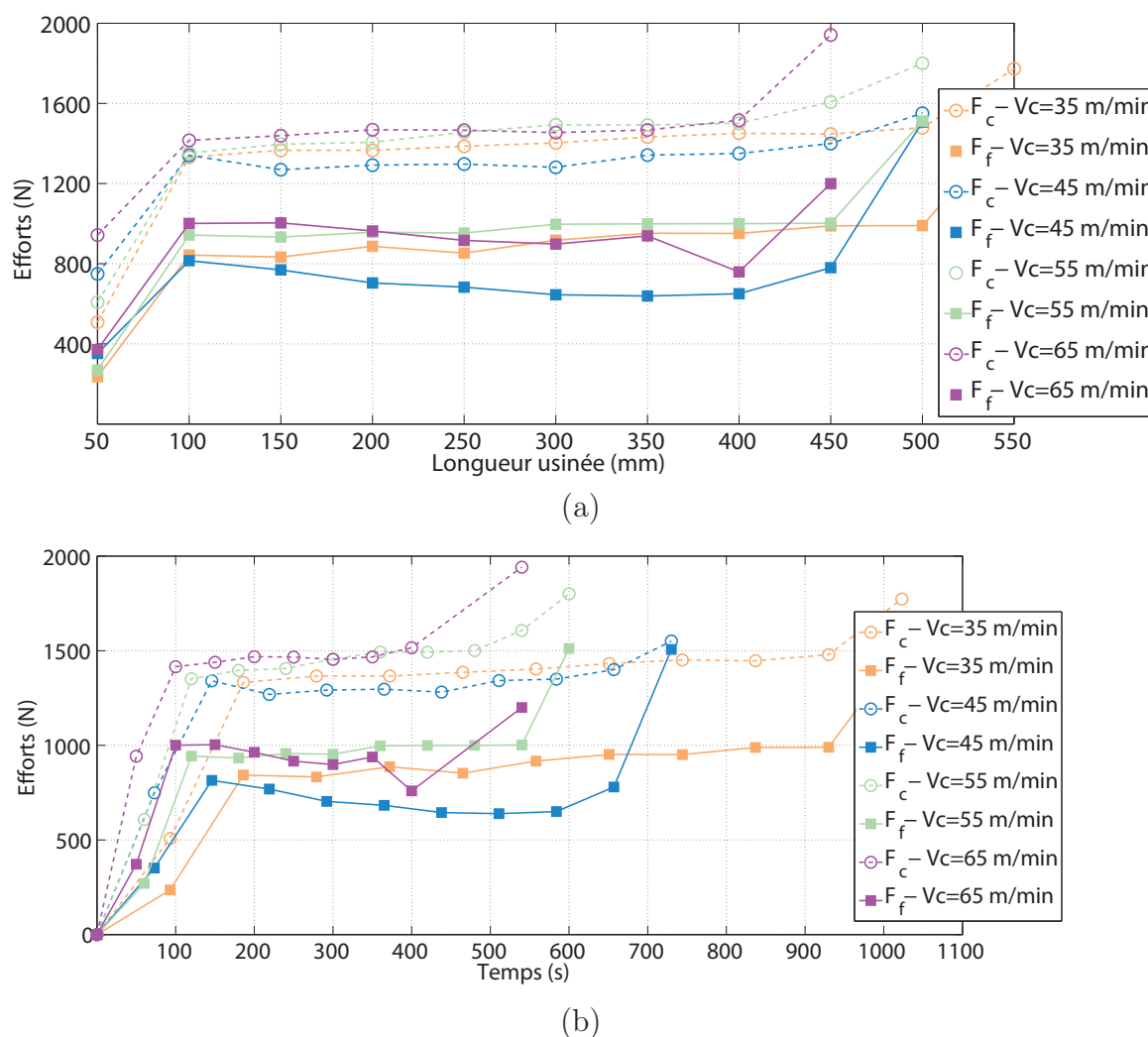


FIGURE 3.10 – Influence de la vitesse de coupe sur la longueur usinée (a) et sur la durée de vie (b) (Outil Sandvik CNMG160612 - QM - 1105)

3.1.5 Conclusion

L'analyse des modes de dégradation a été effectuée suivant plusieurs niveaux :

- un premier niveau d'observation des géométries où les différents modes d'usure ont été définis,
- un second niveau dans lequel nous avons défini un critère d'observation nous permettant d'établir rapidement l'influence des conditions de coupe sur l'usure.

Le choix du critère d'observation nous a permis d'approfondir notre connaissance des modes de dégradation ainsi que leurs influences sur le processus de coupe. De plus, quelles que soient la nature et les caractéristiques mécaniques des matériaux de coupe, les modes de dégradation apparus et leurs fréquences d'apparition sont restés identiques.

3.2 Cas du fraisage

Le fraisage est un procédé de coupe discontinue entraînant des chocs à chaque entrée et sortie de la matière. Lors de la phase d'immersion de la dent, l'engagement n'est pas constant, mais varie avec la position angulaire de la partie active.

Cette partie se décompose en plusieurs points. Nous définirons dans un premier temps les conditions d'essais (outils et conditions de coupe). Nous établirons ensuite les modes de dégradations pour les opérations de fraisage que nous comparerons aux résultats de tournage. Nous aborderons ensuite leurs influences sur le processus de coupe. Nous terminerons par la relation entre l'engagement radial et l'usure des outils, l'objectif de cette dernière partie étant de vérifier si un lien entre le tournage et le fraisage peut être admis.

3.2.1 Dispositif expérimental

Choix des conditions d'engagement

Le choix des conditions d'engagement a été effectué à partir des conditions utilisées par Messier-Dowty. L'entreprise réalise les opérations de demi-finition et de finition avec des engagements respectifs de 3mm et de $0,5\text{mm}$. En contournage, l'engagement radial maximal est de 3mm avec un engagement axial variable. En surfacage, l'engagement axial est fixé à 3mm et l'engagement radial est variable.

Nous avons utilisé trois outils dont les caractéristiques sont présentées dans la table 3.3, permettant de retranscrire au mieux l'ensemble des références d'outils utilisés par l'entreprise :

- un outil cylindrique pour simplifier notre étude en s’approchant au maximum de la coupe orthogonale. Comme lors de la phase expérimentale du comportement en fraisage, des rainures ont été réalisées afin d’annuler l’influence du rayon de plaquette,
- un outil torique permettant de vérifier les phénomènes d’usure lors de l’utilisation d’outil de forme,
- un outil de surfaçage utilisé pour définir l’influence du temps d’engagement de la dent comparé à son temps de refroidissement.

	Outil cylindrique	Outil torique	Outil de surfaçage
Designation	Ceratizit : C141.32.R.03.A	Stellram : 7700VR10WA0.32 R070	Ceratizit : A270.50.R05-12
Diamètre (mm)	32	32	50
Nombre de dents	3	3	5
Positionnement de la plaquette	$\delta_f = 0^\circ$; $\beta_f = 2^\circ$; $\varphi_f = 0^\circ$	$\delta_f = 0^\circ$; $\beta_f = 5^\circ$; $\varphi_f = 0^\circ$	$\delta_f = 45^\circ$; $\beta_f = 5^\circ$; $\varphi_f = 0^\circ$
Désignation	Ceratizit : LDFT 150408ER	Stellram : RPHT10T3M0T- X4	Ceratizit : SDHT 1204AESN-M31
Préparation d’arête	Rayon 0,04 mm	Rayon 0,04 mm	Rayon 0,04 mm
Revêtement	TiN-TiC-TiN CVD (3,5 μm)	TiN+TiB ₂ (2 μm)	TiB ₂
Substrat	Carbure de tungstène micro-grain	Carbure de tungstène micro-grain	Carbure de tungstène micro-grain

TABLE 3.3 – Récapitulatif des outils utilisés en fraisage

Pour les conditions de coupe, nous avons choisi de rester dans les plages utilisées en tournage (table 3.4).

Conditions de coupe	Valeurs
V_c (m/min)	$35 < V_c < 65$
f_z (mm/dt)	$0,1 < V_f < 0,4$
a_e (mm)	3
a_p (mm)	5

TABLE 3.4 – Récapitulatif des conditions de coupe pour les essais de fraisage

3.2.2 Observation des modes de dégradation

Pour notre analyse des modes de dégradation, nous utiliserons la fraise torique et la fraise cylindrique. Pour chaque fraise nous présenterons l'usure observée pour une avance égale à $0,1\text{ mm/dt}$ et $0,4\text{ mm/dt}$ sur chaque figure 3.11, 3.12 et 3.13. Seules les faces de coupe sont présentées, dans la mesure où l'usure en dépouille n'apparaît pas.

Mode 1 : Rodage

En fraisage, quel que soit l'outil, le premier mode observé est identique au tournage (figure 3.11).

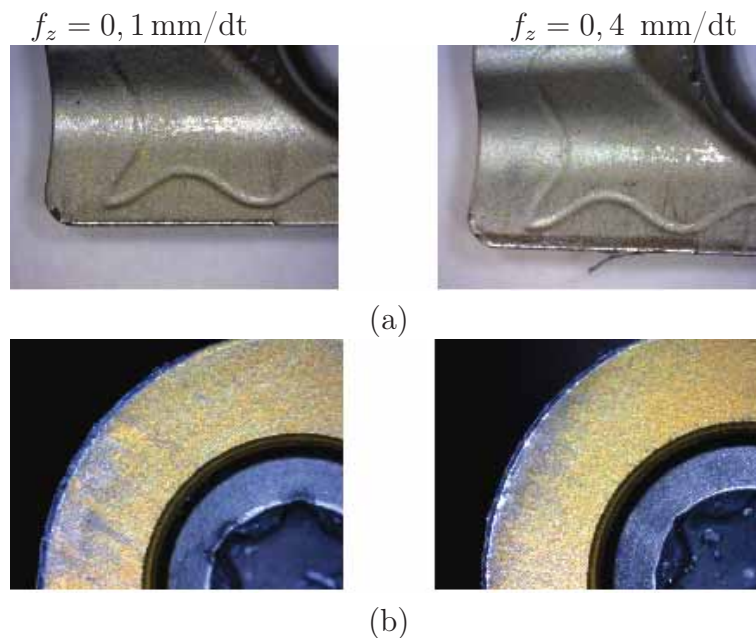


FIGURE 3.11 – Premier mode de dégradation pour la fraise cylindrique (a) et pour la fraise torique (b)

Mode 2 : Usure normale

Comme en tournage, durant près de 90% de la durée de vie de l'outil, la géométrie de coupe n'est pas modifiée (figure 3.12) induisant ainsi un processus de coupe stable.

Mode 3 : Arête rapportée et effondrement d'arête

Le dernier mode de dégradation est une alternance d'arêtes rapportées puis d'effondrements d'arêtes (figure 3.13). Au cours de l'usinage, des particules d'outils de plus en plus importantes sont retirées. La géométrie de coupe dégradée est alors propice à l'augmentation de la température et des efforts de coupe. Une arête rapportée se crée correspondant

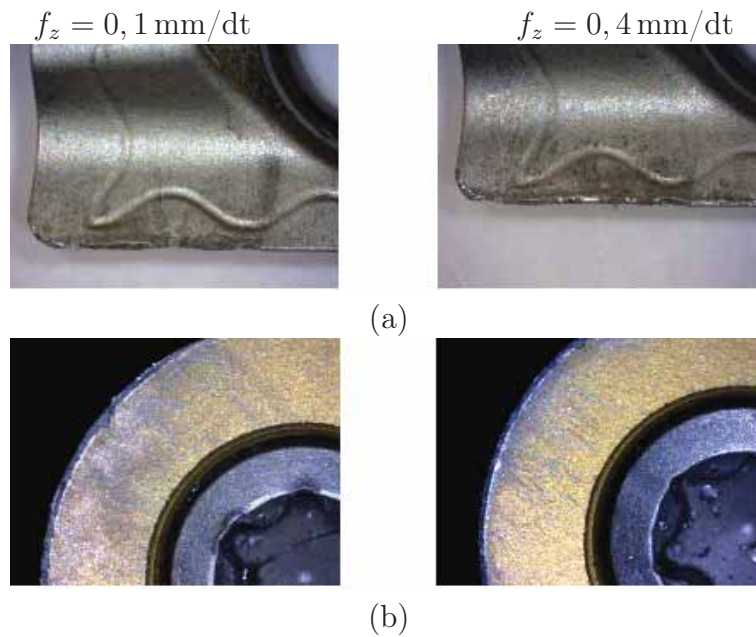


FIGURE 3.12 – Second mode de dégradation pour la fraise cylindrique (a) et pour la fraise torique (b)

au dernier mode de dégradation avant l'effondrement total de l'arête de coupe, avec un phénomène identique à celui rencontré en tournage.

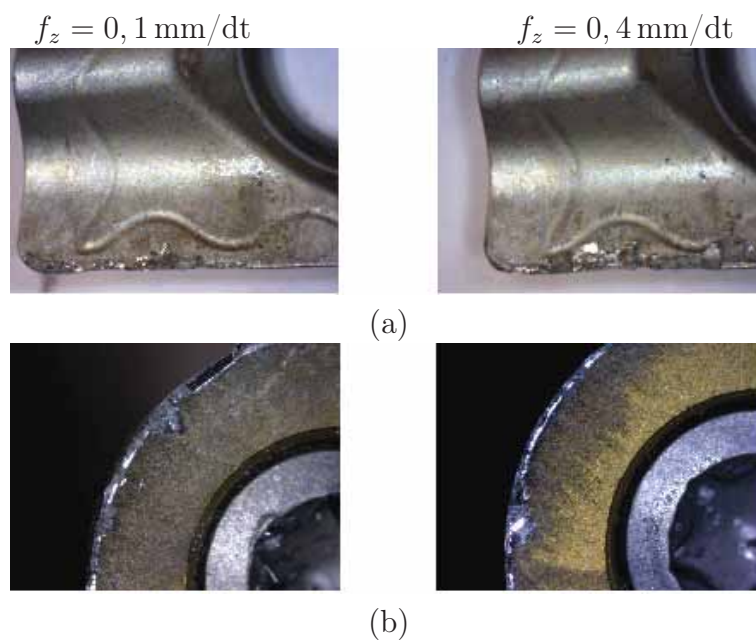


FIGURE 3.13 – Troisième mode de dégradation pour la fraise cylindrique (a) et pour la fraise torique (b)

Copeaux adhérents

Au cours de nos essais, nous avons également observé l'apparition de copeaux adhérents (figure 3.14). Ces derniers se collent à la face de coupe limitant ainsi la convection et engendrant également une modification de la préparation d'arête. L'acuité de cette dernière est alors réduite limitant ainsi la coupe. Ce phénomène apparaît sur les derniers essais d'usinage.

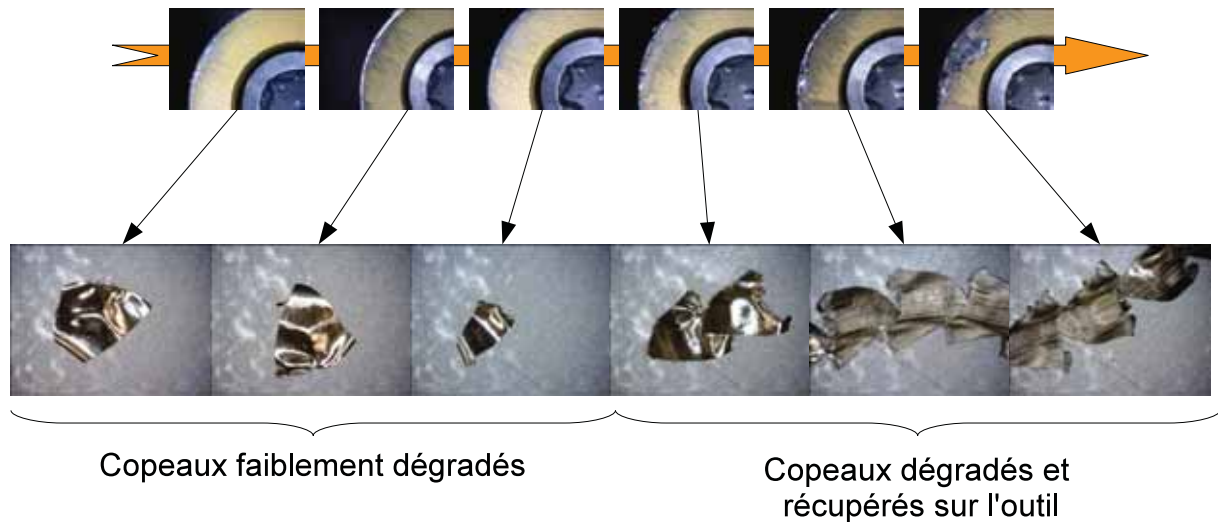


FIGURE 3.14 – Copeaux adhérents

3.2.2.1 Conclusion

Nous avons identifié les modes de dégradation pour les opérations de fraisage qui se décomposent en trois étapes identiques au tournage, et ce, malgré la discontinuité de la coupe et les chocs d'entrée répétés. Des copeaux adhérents ont également été observés réduisant ainsi la coupe des outils. Un des moyens pour limiter leur apparition peut être l'utilisation de la lubrification mais nous avons souhaité dans une première phase ne pas utiliser cette technologie. Il est à noter que les modes de dégradation sur la face de dépouille restent insignifiants, imposant pour le Ti5553 de revoir les critères d'usure par rapport à l'acier (exemple : $V_b = 0,3 \text{ mm}$).

3.2.3 Influence des modes de dégradation sur le processus de coupe

Pour cette partie, nous utiliserons la démarche utilisée en tournage : vérification de l'influence de l'usure des outils sur l'effort de coupe pour chacun des modes.

Nous basons notre analyse sur les relevés d'efforts effectués lors des essais avec la fraise cylindrique. La vitesse de coupe est 55 m/min et l'avance 0,3 mm/dt. La même plaquette a été utilisée sur 11 essais de 150 mm chacun, durant lesquels les efforts de coupe ont été mesurés. La géométrie de plaquette a, quant à elle, été observée à la fin de chacun des essais soit 150 mm.

En fraisage, la direction de l'effort est fonction de la position angulaire de la dent, nous allons donc observer l'évolution de la position angulaire à laquelle la direction de l'effort de coupe est égale à 1 (F_{tc} égal à F_c). La figure 3.15 représente le relevé de la résultante R , des deux composantes F_c et F_t ainsi que la direction de l'effort en fonction de la position angulaire de la dent. La composante axiale F_p n'est pas représentée dans la mesure où la face de coupe de la plaquette est parallèle à l'axe de l'outil et que par conséquent l'angle d'inclinaison (λ_s) est quasiment nul.

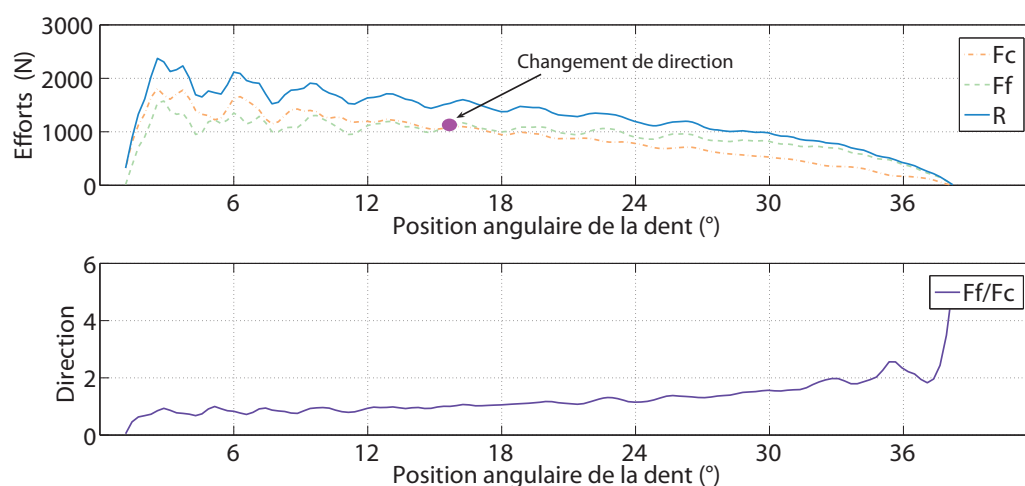


FIGURE 3.15 – Evolution des composantes lors d'un passage d'une dent en contournage

La figure 3.16 montre l'évolution de la résultante et de l'angle auquel la direction de l'effort de coupe est égale à 1.

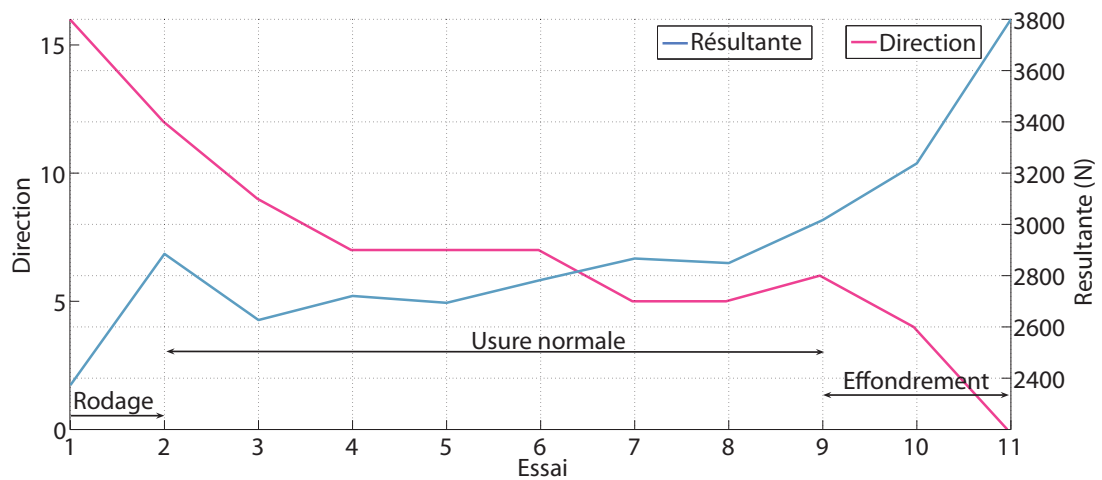


FIGURE 3.16 – Evolution de la résultante et de la direction de l'effort

Nous observons des phénomènes identiques au tournage. La résultante augmente en fonction de l'essai traduisant ainsi un processus de coupe dégradé. Nous observons une évolution de l'effort avec une augmentation brusque sur les derniers essais (figure 3.17).

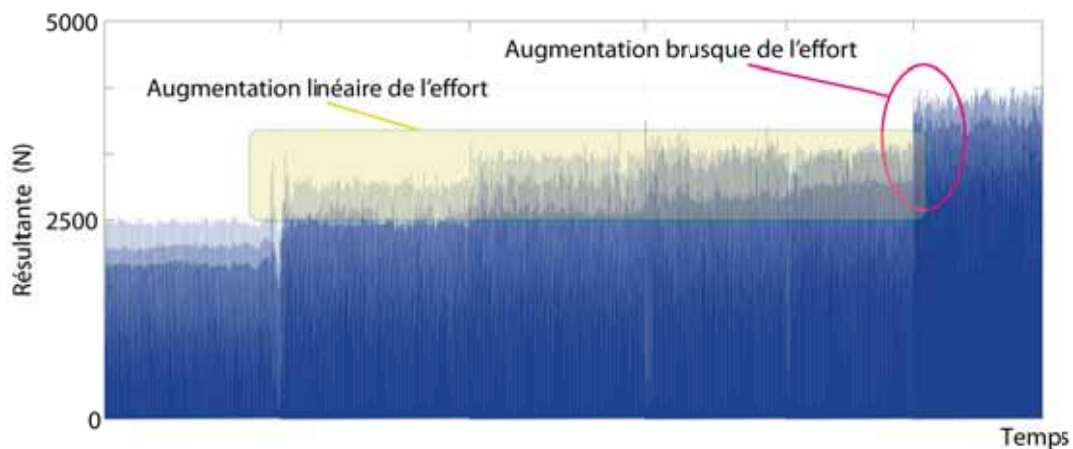


FIGURE 3.17 – Evolution de la résultante de l'effort

La modification du point de changement de direction montre également une modification du processus de coupe et surtout de la géométrie d'arête. La réduction de la position angulaire à laquelle la direction de l'effort change montre que la géométrie de coupe augmente engendrant alors une composante tangentielle plus importante.

Lors de l'analyse de l'outil torique dans le chapitre 2 : Modélisation des efforts de coupe en fraisage, nous avons montré l'influence de la préparation sur la direction des efforts de coupe. Nous avons observé une pression spécifique de coupe plus importante pour des

avances faibles et une forte influence de l'arête en prise. Lorsque l'outil est usé, cette observation est valable. Les pressions spécifiques de coupe sont automatiquement augmentées engendrant une plus grande influence de l'arête en prise. Il est alors nécessaire de réduire l'engagement axial afin de limiter les efforts par la réduction de la longueur d'arête en prise. Cette observation corrèle avec les premières constatations effectuées par l'entreprise Messier-Dowty qui a noté une usure accrue des outils de formes. Cette tendance complique les analyses nécessaires pour appliquer la surveillance en usinage.

3.2.4 Influence de l'engagement radial sur les modes de dégradation

La plaquette entre et sort de la matière à chaque tour entraînant un temps de sollicitation (thermique et mécanique) et un temps de relâche (refroidissement). Il est difficile de définir l'influence de la discontinuité de la coupe sur l'usure lors de l'usinage des alliages de titane pouvant également se traduire par des phénomènes de fatigue.

Afin de comprendre ce dernier point, nous avons mis en place une procédure expérimentale permettant de vérifier l'influence du rapport temps de sollicitation/temps de relâche sur l'usure des outils. Nous avons utilisé un outil de surfacage, dont les caractéristiques sont décrites dans la table 3.3, avec plusieurs engagements radiaux (figure 3.18). La vitesse de coupe utilisée est $V_c = 45 \text{ m/min}$, l'avance $f_z = 0,3 \text{ mm/dt}$ et l'engagement axial est fixé à 3 mm.

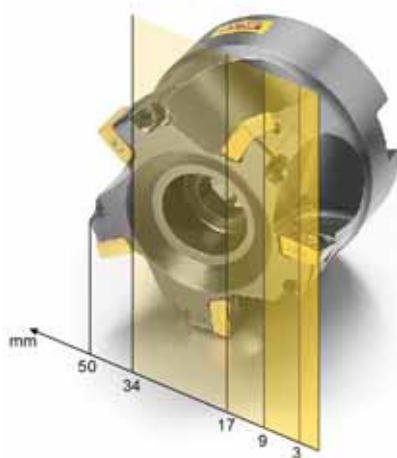


FIGURE 3.18 – Différents engagements radiaux adoptés pour la fraise à surfacer

3.2.4.1 Analyse des modes de dégradation et des débits

La première analyse est celle des modes de dégradation. Nous pouvons observer que l'usure obtenue est fonction de l'engagement radial (figure 3.19). Pour des engagements radiaux de 34 et 17mm, le mode de dégradation observé est un effondrement d'arête. Pour les faibles engagements, nous n'avons pas observé d'usure significative. Un léger écaillage est apparu à $a_e = 9mm$. Les durées de vie maximales sont obtenues pour les plus faibles engagements ($a_e = 9mm$ et $a_e = 3mm$). La plus petite durée de vie est observée pour l'engagement $a_e = 17mm$.

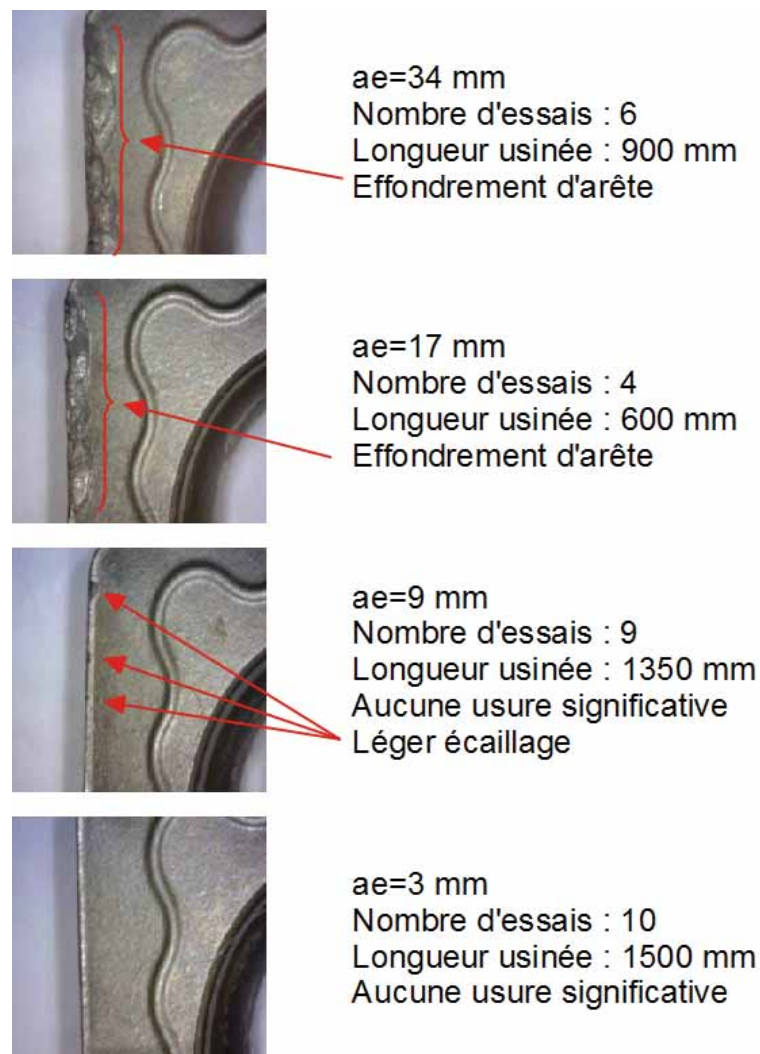


FIGURE 3.19 – Evolution de l'usure en fonction de l'engagement radial

En règle générale, l'élévation de l'engagement radial réduit la durée de vie des outils et augmente le débit matière (table 3.5) .

Engagement radial (mm)	3	9	17	34
Volume de matière enlevé (mm^3)	4500	36450	30600	91800

TABLE 3.5 – Volume de matière enlevé en fonction de l'engagement radial

Nous n'observons, cependant, aucune relation directe entre la durée de vie des outils et l'engagement radial. Afin d'identifier et expliquer les phénomènes mis en jeu, nous décomposerons notre analyse en deux points :

1. la phase usinage où la dent est sollicitée thermiquement et mécaniquement durant le temps d'immersion,
2. la phase de chocs correspondant à l'entrée de la dent dans la matière.

3.2.4.2 Phase d'usinage

Nous avons résumé le rapport entre l'angle de refroidissement et l'angle de sollicitation pour un tour d'outil (figure 3.20).

L'angle de sollicitation maximum (111°) est obtenu pour un engagement de 34 mm. Pour les engagements de 9 et 17 mm, les angles sont quasi identiques (71° pour $a_e = 17$ mm et 53° pour $a_e = 9$ mm). Pour que l'angle de sollicitation soit égal au temps de refroidissement, la fraise doit être complètement engagée. Nous n'avons, cependant, pas testé ce type d'engagement pour nos essais.

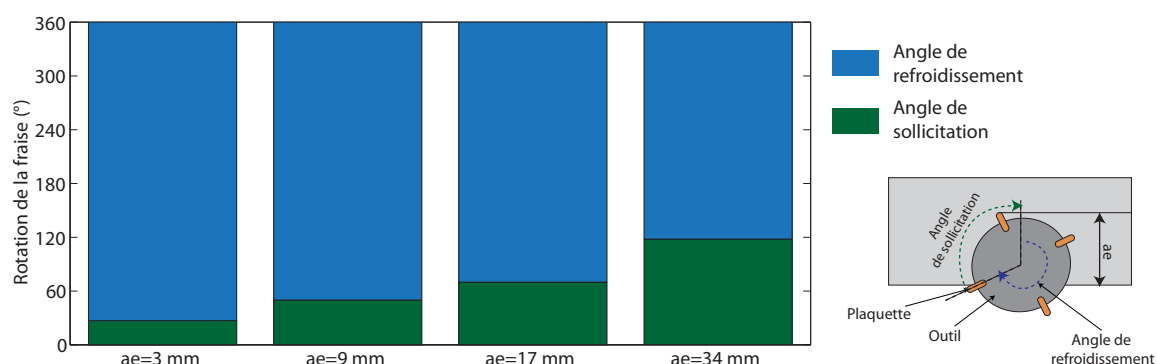


FIGURE 3.20 – Rapport entre l'angle de refroidissement et l'angle de sollicitation pour un tour d'outil

Il apparaît en premier lieu qu'une réduction du temps de sollicitation ou de a_e permet d'augmenter la durée de vie des outils. Cependant, la durée de vie pour $a_e = 34\text{mm}$ est

plus élevée que pour $a_e = 17mm$. L'objectif de la prochaine étude est alors de définir la relation non linéaire entre l'engagement radial et la durée de vie des outils.

3.2.4.3 Etude de la phase d'entrée dans la matière

L'analyse de la phase d'usinage seule ne nous permet pas d'expliquer les différences de durée de vie, nous allons aborder l'influence de l'entrée de la dent dans la matière.

Il est possible de définir l'influence de la prise d'arête en fonction de sa position angulaire de la plaquette. Nous avons pour cela utilisé la paramétrisation proposée par [Engin 01b] utilisée dans le chapitre précédent (figure 3.21).

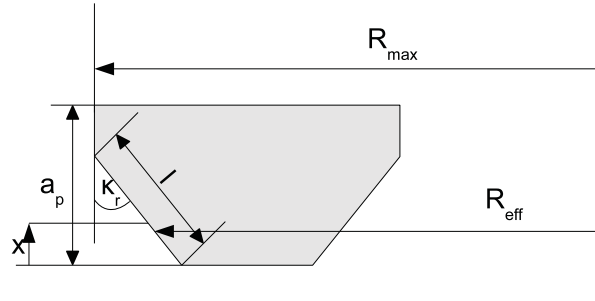


FIGURE 3.21 – Description de l'engagement

La position x est exprimée en fonction de la position angulaire de la dent pour une plaquette de surfacage avec un angle d'inclinaison d'arête κ_r et une longueur l .

Si $a_p < l \cos(\kappa_r)$

$$x = l \sin(\phi_f) \sin(\kappa_r) \quad (3.1)$$

Si $a_p > l \cos(\kappa_r)$

$$\begin{aligned} x &= l \cos(\phi_f) \sin(\kappa_r) \text{ tant que } x_s < l \cos(\kappa_r) \\ x &= a_p \text{ quand } x_s > l \cos(\kappa_r) \end{aligned} \quad (3.2)$$

avec

$$\begin{aligned} \phi_f &= \frac{\pi}{2} + a \cos\left(\frac{a_e - R_{eff}}{R_{eff}}\right) \text{ si } a_e > R \\ \phi_f &= a \cos\left(\frac{R_{eff} - a_e}{R_{eff}}\right) \text{ si } a_e < R \end{aligned} \quad (3.3)$$

Nous pouvons ainsi comparer, la différence de longueur en prise en fonction de la position angulaire de la dent (figure 3.22).

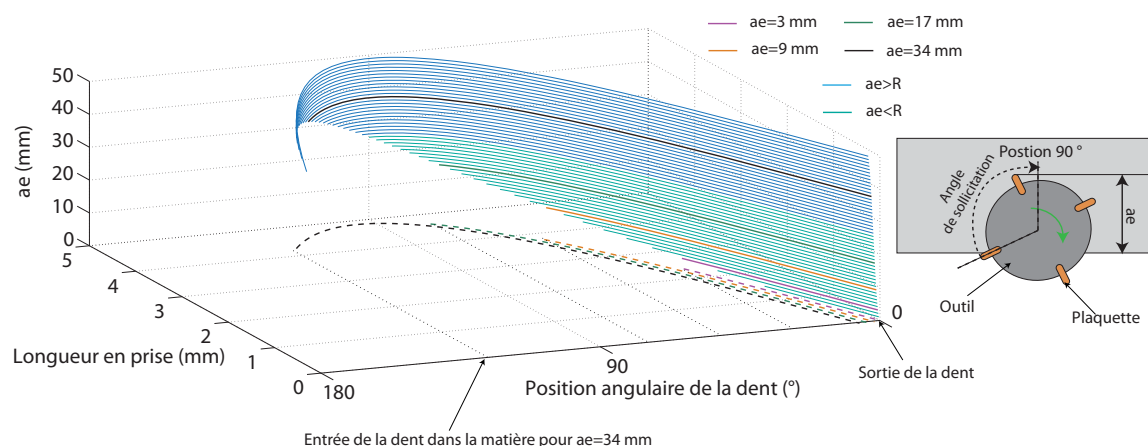


FIGURE 3.22 – Evolution de la longueur d'arête en prise pour l'ensemble des conditions d'engagement

Notre analyse se base sur le cas le plus simple à savoir un nombre de dents égal à quatre. L'augmentation du nombre de dents influe sur les positions décrites mais pas sur la phase d'entrée.

Si l'engagement radial est inférieur au rayon d'outil, la longueur d'arête en prise diminue avec l'engagement radial. Pour toutes ces conditions, l'évolution par rapport à la position angulaire de la dent est identique. Elle est dans un premier temps maximale pour ensuite diminuer jusqu'à une hauteur nulle (figure 3.22).

Si l'engagement radial est supérieur au rayon, l'évolution est différente. Elle augmente lentement pour atteindre un maximum à la position angulaire 90° et ensuite diminuer jusqu'à 0.

Comme nous l'avons montré dans le chapitre précédent, l'effort de coupe est fonction de la section de coupe et de longueur d'arête en prise. Pour l'usinage du Ti5553, l'influence de cette dernière est non négligeable. Pour un engagement radial minimal, la hauteur de coupe est réduite limitant ainsi l'effort lors de l'engagement de la dent. A l'inverse, si l'engagement radial est plus important, la hauteur de coupe augmente également induisant un accroissement de l'effort de coupe.

Une troisième analyse peut être effectuée. Lorsque l'engagement radial est inférieur au rayon de l'outil, le contact entre la matière et l'outil se fait sur l'arête usinante. Si l'engagement radial est supérieur au rayon de l'outil, le choc se produit sur une autre arête de coupe. L'usinage est alors effectué en deux phases. Dans un premier temps, une première arête (figure 3.23) entre dans la matière. Une fois la position 90° passée, l'enlèvement de matière se fait avec une seconde arête. A la différence des engagements inférieurs au rayon d'outil, le choc est ainsi effectué sur une arête non fragilisée par la coupe.

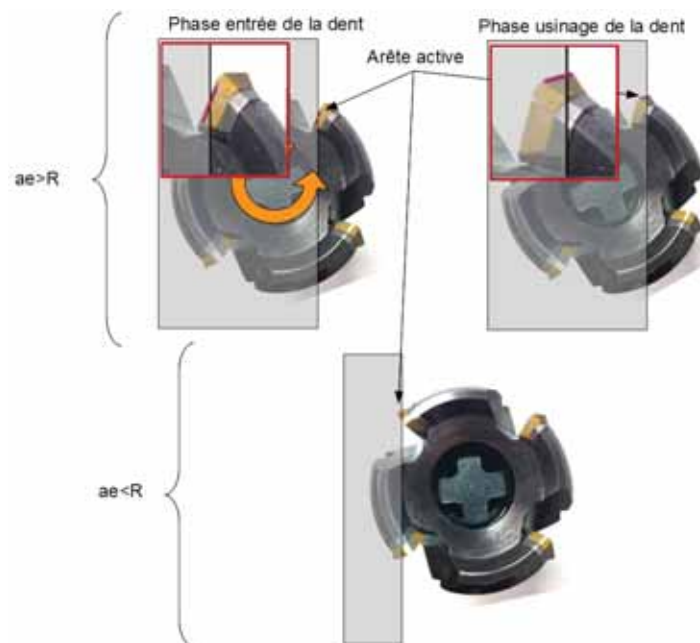


FIGURE 3.23 – Evolution des arêtes en prise

3.2.4.4 Conclusion sur l'analyse de l'influence de l'engagement radial sur la durée de vie des outils

Deux modes d'usinage sont identifiés :

- le premier mode où l'arête subissant le choc d'entrée dans la matière est également celle qui usine, ce premier mode apparaît lorsque l'engagement radial est inférieur au rayon d'outil,
- le second mode d'usinage où l'engagement radial est supérieur au rayon d'outil. Cette fois, l'arête subissant le choc n'est pas l'arête qui usine dans la mesure où cette dernière reste en contact avec la matière très peu de temps, réduisant ainsi les phénomènes d'usure.

Afin d'identifier clairement l'influence de l'engagement radial (a_e) sur la durée de vie, il est essentiel de différencier deux modes. Pour le premier mode, l'engagement radial limite la durée de vie des outils en augmentant le rapport entre le temps d'usinage et le temps de refroidissement de l'arête. Dans ce cas, l'angle de sollicitation le plus dégradant pour l'arête de coupe est un engagement radial égal au rayon d'outil engendrant une section de coupe et une arête en prise maximales lors de l'entrée de la dent dans la matière. Une des méthodes permettant d'accroître la durée de vie des outils est alors de décomposer les phases d'usinage et d'entrée de la dent dans la matière. Pour cela, il est nécessaire d'utiliser un engagement radial supérieur au rayon d'outil et un angle d'arête (κ_r) inférieur à 90° .

3.2.4.5 Définition des conditions d'engagement optimales

Nous allons dans cette partie définir des conditions d'engagement optimales pour réduire mais surtout maîtriser l'usure des outils.

En nous basant sur l'analyse précédente, nous pouvons établir plusieurs conditions d'engagement (figure 3.24).

Dans le cas où $a_e < R$, il est essentiel de trouver un compromis entre l'angle de sollicitation, l'angle de refroidissement et l'angle d'entrée de la dent dans la matière. Afin de limiter l'usure, le rapport entre l'angle de sollicitation et l'angle de refroidissement doit être le plus faible possible. En limitant ce rapport, l'angle d'attaque sera alors automatiquement réduit.

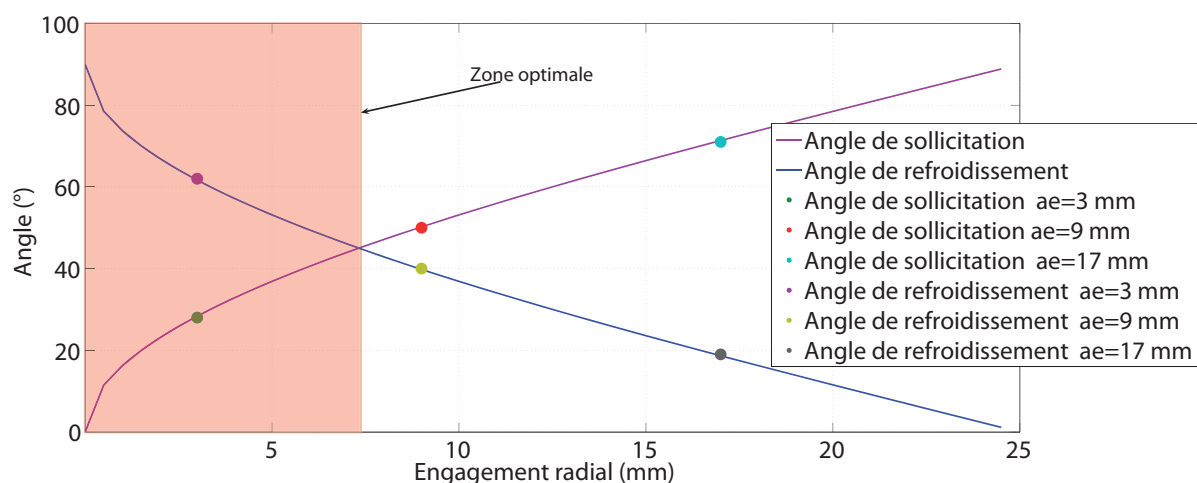


FIGURE 3.24 – Zone optimale d'engagement radial pour un outil de rayon 25mm

Si le rapport entre le temps de sollicitation et de refroidissement ne peut être minimisé, il est également nécessaire d'utiliser des outils dont l'angle d'arête (κ_r) soit le plus faible possible afin de limiter les hauteurs de coupe et par suite les efforts (figure 3.25). L'utilisation d'une fraise torique constitue une solution alternative. Sa géométrie confère un angle d'inclinaison d'arête maximum réduisant les efforts de coupe.

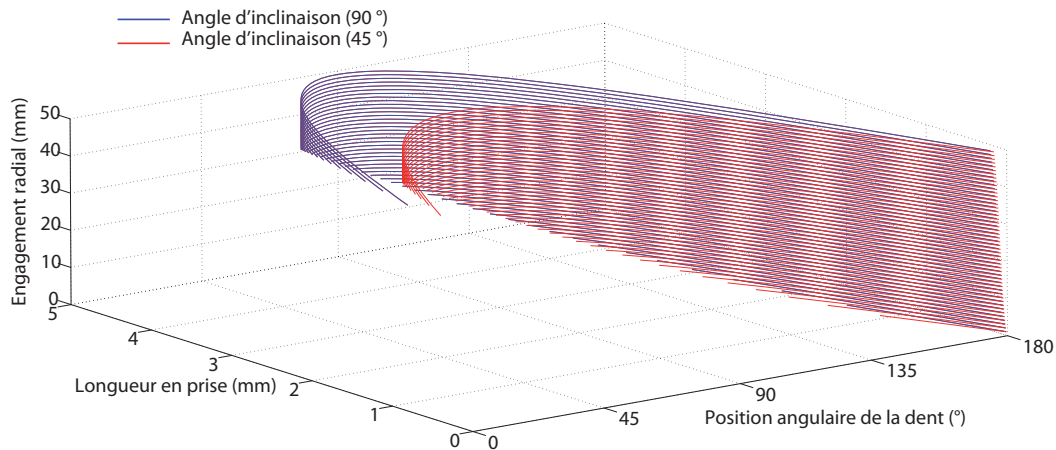


FIGURE 3.25 – Influence de la longueur en prise

Les derniers travaux de l'entreprise Messier-Dowty ont permis de montrer que l'utilisation des fraises en carbure monoblocs permet de réduire l'usure des outils. Cette amélioration s'explique par des conditions d'engagement plus évolutives dues à l'angle d'hélice souvent plus important.

Afin d'augmenter la durée de vie des outils, il est alors nécessaire d'utiliser un outil dont l'angle d'inclinaison d'arête est égal à 45° avec un engagement radial supérieur au rayon d'outil. Ces conditions d'engagement autorisent une durée de vie plus importante, mais augmentent surtout le débit matière.

3.2.5 Conclusion

Au cours de cette analyse, nous avons identifié les modes de dégradation obtenus en fraisage. Nous avons observé une analogie entre le tournage et le fraisage. Les modes apparaissent brusquement et leurs influences s'avèrent extrêmement pénalisants sur le processus de coupe (état de surface et santé du matériau). La dernière partie nous a permis de définir l'influence des conditions d'engagement sur l'usure où nous avons observé qu'il était nécessaire d'utiliser un engagement supérieur au rayon et un angle d'arête inférieur à 90° .

Chapitre 4

Valorisation industrielle

Sommaire

4.1	Possibilités d'application dans notre contexte industriel . . .	162
4.1.1	Processus d'élaboration d'un programme	162
4.1.2	Utilisation directe	163
4.1.3	Utilisation indirecte	165
4.2	Usinage à chaud	168
4.2.1	Dispositif expérimental	169
4.2.2	Essais	171
4.2.3	Analyse des résultats	171
4.2.4	Conclusion	175
4.3	Vers une proposition de mise en oeuvre de techniques de surveillance d'usinage	175
4.3.1	Introduction à la surveillance d'usinage	176
4.3.2	Analyse des essais en vue d'une application	179
4.3.3	Fraisage	180
4.3.4	Conclusion	181

4.1 Possibilités d'application dans notre contexte industriel

Nous avons défini dans l'état de l'art les axes d'optimisation privilégiés de la société Messier-Dowty ainsi que les difficultés rencontrées. Avant de définir l'apport des travaux de thèse dans le contexte industriel, il semble essentiel de présenter rapidement la démarche d'élaboration de chaque programme d'usinage, sa période de validité et les buts recherchés. Nous utiliserons le terme programme d'usinage pour la phase de conception (FAO et CN) répondant à une gamme d'usinage.

4.1.1 Processus d'élaboration d'un programme

Le programme d'usinage est construit à partir de différentes contraintes fixées, telles que le matériau, les géométries de départ (brut) ou d'arrivée (pièces usinées), les machines-outils, les tolérances dimensionnelles, le fini de surface et le découpage des usinages entre plusieurs machines. Le processus d'élaboration est organisé en plusieurs phases. Une phase de mise au point qui a pour objectif : la réalisation qualitative de la pièce. Une phase série où s'ajoute la qualité du produit, des objectifs de stabilité et de productivité du process. Durant la phase de productivité, la recherche du temps d'usinage, de répétabilité du process ou la réduction de la consommation d'outils sont effectuées.

Le domaine de la coupe est de la responsabilité des méthodes de production chargées du choix des outils et de l'élaboration des trajectoires pour répondre aux différentes contraintes. Le choix et la définition des outils est le fruit d'échanges entre les méthodes et les carburiers avec, pour le Ti5553, un protocole de tests spécifique (présenté dans l'état de l'art) . Le choix des trajectoires d'outil est défini pour la géométrie pièce, les capacités machines (courses, nombres d'axes, encombrement) et les outils sélectionnés. Cette combinaison outil/trajectoire/machine est ensuite simulée géométriquement afin de détecter d'éventuelles collisions et assurer le respect de la forme à usiner. Il est à préciser que la complexité de la géométrie, la taille de pièces, l'irrégularité de la matière à enlever, le type de machine utilisée amènent à des trajectoires pour lesquelles la matière à enlever évolue en permanence d'où une problématique lors de l'écriture des conditions de coupe (V_c, V_f).

Il apparaît donc fondamental pour répondre à la stabilité et la productivité du process d'avoir une bonne connaissance de l'usinabilité du matériau notamment pour une matière aux propriétés aussi spécifiques que le Ti5553. Pour une matière aussi exigeante et des contraintes fortes telles que le fini de surface par usinage ($R_a 1,6$) sans ressaut, le retour

d'expériences et le savoir-faire sont insuffisants pour répondre aux challenges. Aujourd'hui, la mise au point de la coupe est réalisée sur la machine lors des tests programme. L'entreprise Messier-Dowty doit procéder autrement si elle veut garantir la stabilité du process d'usinage complexe plus rapidement et répondre à la contrainte d'état de surface intimement liée aux conditions de coupe.

A la vue de cette brève description, nous pouvons mettre en avant les difficultés d'élaboration d'un process d'usinage dans le Ti5553 :

- choix des outils, évaluation, critère d'amélioration des outils,
- définition du domaine d'utilisation d'un outil,
- compréhension des phénomènes dégradants au niveau de la tenue des outils mais aussi de leur conséquence sur l'état de surface,
- apport des méthodes d'aide à la coupe.

A cette connaissance liée directement à la coupe s'ajoute une problématique majeure de l'écriture de conditions de coupe cohérentes en continues sur la trajectoire.

Nous avons défini deux types d'utilisation de nos travaux : l'utilisation directe et l'utilisation indirecte.

4.1.2 Utilisation directe

Nous pouvons identifier plusieurs points répondant à la problématique de l'entreprise :

- comprendre la faible usinabilité du Ti5553,
- définir des solutions d'optimisation (conditions de coupe et géométries d'outil).

4.1.2.1 Comprendre la faible usinabilité du Ti5553

Nous avons choisi d'étudier les critères majeurs représentatifs de l'usinabilité d'un matériau qui sont les efforts de coupe et l'usure des outils.

Dans le cas du Ti5553, sa faible usinabilité se traduit par des efforts de coupe importants, et ce, quelles que soient les conditions d'engrènement et une usure rapide et sévère.

Les efforts de coupe

Au niveau des efforts de coupe, nous observons plusieurs points. Le premier est la forte valeur de la résultante. Comparés aux autres matériaux, même aux autres alliages de titane, les efforts de coupe obtenus en usinage du Ti5553 sont toujours les plus importants. Par exemple, nous avons observé une différence de 25% environ avec le Ti64, quelles que

soient les conditions de coupe. L'influence de chaque paramètre est rappelée dans la table 4.1.

L'usure des outils

Lors de notre campagne d'essais, nous avons analysé et défini les modes de dégradation des outils. Ils restent identiques en fraisage et en tournage et trois modes ont été identifiés : le rodage, l'usure normale et le mode final (arêtes rapportées et effondrements d'arête). Nous avons observé une relation entre les efforts et l'usure.

L'outil optimal est alors un compromis entre la géométrie réduisant les efforts, celle qui lui garantit une bonne tenue mécanique et en usure. Nous pouvons résumer l'influence de l'ensemble des paramètres :

- géométrie d'outil : en règle générale, nous avons observé une réduction de l'usure avec la réduction de l'effort. Il est alors conseillé de réduire les préparations d'arête et d'augmenter les angles de coupe. Une trop grande diminution de ces deux paramètres a pour conséquence d'augmenter les vitesses d'écoulement à l'interface outil-copeau dégradant ainsi l'outil. La géométrie de coupe optimale est alors un compromis entre un outil "tranchant" et un outil avec une bonne tenue mécanique,
- matériau de coupe : nous n'avons pas observé d'influence notable du matériau de coupe sur l'usure. Certains matériaux sont à éviter comme le CBN ou le PCD où leur affinité chimique avec le titane réduit leurs caractéristiques mécaniques. Il est également nécessaire de favoriser l'utilisation de revêtements déposés par PVD réduisant ainsi son épaisseur et par conséquent la préparation d'arête,
- conditions de coupe : la vitesse de coupe influe peu sur l'usure dans une plage allant de $35m/min$ à $65m/min$. Au-delà, l'usure apparaît rapidement sur les outils à plaquettes rapportées. Une des méthodes pour réduire l'usure à des vitesses de coupe importantes serait d'utiliser des outils affûtés (augmentation de l'angle de coupe et de l'acuité d'arête) et de réduire les engagements permettant ainsi de minimiser les efforts et par conséquent les sollicitations sur l'outil. L'augmentation de l'avance engendre, quant à elle, une usure d'outil plus rapide.

4.1.2.2 Proposer des solutions d'amélioration

Comme nous l'avons présenté dans la partie état de l'art, il existe plusieurs techniques d'aide à la coupe permettant d'améliorer l'usinabilité : la lubrification, la lubrification haute pression, la micropulvérisation, l'usinage cryogénique ou l'usinage à chaud. Ces différentes techniques sont testées par l'entreprise Messier-Dowty et nous avons fait le choix de ne vérifier que l'influence de l'augmentation de la température de la pièce sur

Facteurs	Influences
Angle de coupe	L'augmentation de l'angle de coupe réduit les efforts de coupe mais fragilise grandement la plaquette
Rayon de bec	Le rayon de bec modifie la distribution des efforts de coupe et renforce la plaquette
Préparation d'arête chanfreinée	L'augmentation de la largeur du chanfrein de la préparation engendre une augmentation de l'effort. Son influence conjuguée à l'avance modifie la répartition des composantes
Préparation d'arête rayonnée	L'augmentation du rayon de la préparation engendre une augmentation de l'effort. Son influence conjuguée à l'avance modifie la répartition des composantes
Matériau de coupe	Le matériau de coupe n'influe pas sur les efforts de coupe, et ce, pour tous les revêtements et les substrats testés
Vitesse de coupe	La vitesse de coupe n'a quasiment pas d'influence sur les efforts de coupe
Vitesse d'avance	Une avance plus importante engendre une section de coupe plus grande et par conséquent augmente les efforts
Engagement	Son augmentation engendre une section de coupe plus importante. Il est nécessaire de limiter la longueur d'arête en prise par la réduction de l'engagement axial.

TABLE 4.1 – Bilan de l'influence des paramètres sur les efforts de coupe

les efforts de coupe et sur l'usure des outils. Cette technique est présentée dans la partie usinage à chaud.

Les essais effectués avec la lubrification haute pression et la micropulvérisation par l'entreprise ont permis d'observer une meilleure durée de vie des outils. Les conclusions des travaux permettent d'approuver nos résultats dans lesquels nous avons montré que l'usure des outils est causée par le processus de coupe très abrasif.

4.1.3 Utilisation indirecte

Cette partie concerne l'utilisation des résultats de nos travaux dans un autre contexte comme l'extrapolation à l'usinage d'un nouveau matériau. La méthode globale de la thèse peut être résumée sur la figure 4.1. L'ensemble des travaux peut être utilisé à différents moments d'élaboration d'un programme.

Il est alors possible d'identifier plusieurs points où les travaux et les méthodes peuvent être utilisés :

1. le comportement du matériau en général,
2. les efforts de coupe en tournage,

3. les efforts de coupe en fraisage,
4. les phénomènes d'usure,
5. les problèmes liés au processus de coupe.

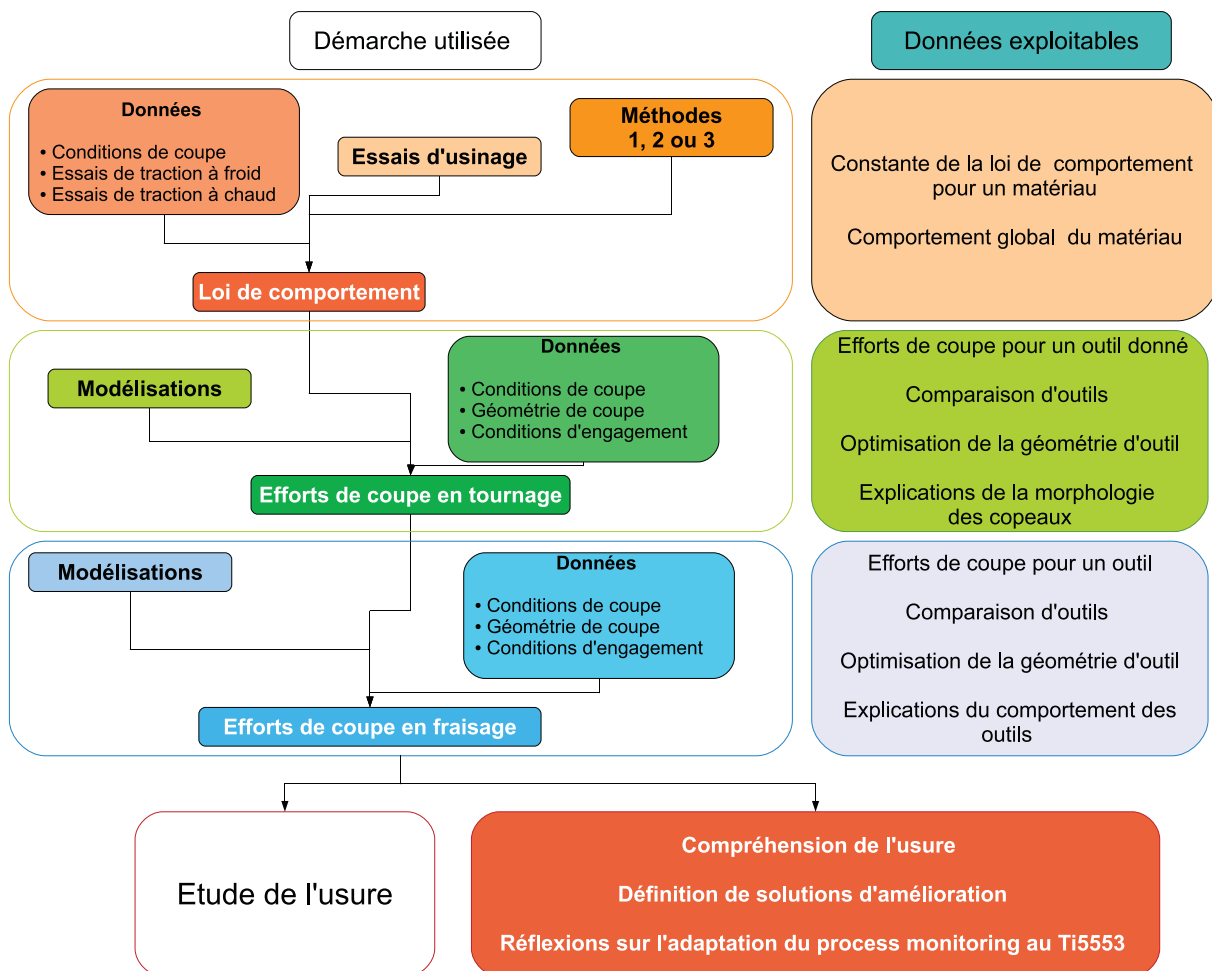


FIGURE 4.1 – Principe et points importants de la modélisation

Comportement du matériau

Nous avons développé une méthode de caractérisation du matériau par l'intermédiaire d'une loi de comportement. Il existe plusieurs méthodes "classiques", mais comme nous l'avons vu, elles s'avèrent peu adaptées à l'usinage des titanes (vitesses de déformation trop faibles) et peu d'entreprises possèdent les installations nécessaires.

Cette phase est essentielle dans la modélisation des efforts de coupe et peut être utilisée à différents moments dans l'élaboration d'un programme d'usinage. Elle permet de définir la réponse du matériau à différentes sollicitations comme celles retrouvées en usinage.

Efforts de coupe

Nous avons développé trois modélisations en tournage permettant de définir les efforts de coupe pour l'ensemble des géométries de coupe utilisées par l'entreprise. Ces modélisations ont ensuite été utilisées pour définir les efforts de coupe en fraisage. Cette étude peut être utilisée lors de la phase de l'élaboration du programme d'usinage pour choisir les géométries de coupe.

Un autre point s'avère être plus fondamental et plus concret pour l'entreprise : comme nous l'avons expliqué dans le chapitre état de l'art, il est très difficile pour une entreprise d'obtenir une base de comparaison d'outils. Les méthodes traditionnelles comme le COM s'avèrent lourdes et peu adaptées au monde industriel. L'utilisation d'un modèle (analytique ou numérique) permet de comparer rapidement des géométries d'outils, des conditions de coupe et des matériaux. Il devient alors simple d'organiser les essais afin d'obtenir une première orientation dans le choix des outils ou dans la comparaison des matériaux.

Deux types de modélisation sont envisageables pour l'entreprise : les modèles éléments finis et les modèles analytiques développés dans nos travaux. Le logiciel Thirdwave Advantage System ([Advantage]) basé sur les éléments finis a été testé. Ses résultats se sont avérés fiables, mais les temps de calculs observés sont toujours supérieurs à une heure même pour des modèles plans (2D). Dans ces conditions, il semble alors difficilement envisageable de comparer rapidement des outils et des matériaux. Les essais effectués sur les modèles analytiques ont montré des temps de calcul inférieurs à la seconde pour les modèles de tournage et inférieurs à 15 secondes pour les modèles de fraisage, et ce, avec la même configuration informatique. De plus, les logiciels d'éléments finis nécessitent souvent de disposer d'informations complémentaires comme les propriétés thermomécaniques et chimiques des revêtements.

L'utilisation d'une méthode analytique autorise également de visualiser et quantifier les phénomènes tels que les températures de coupe, les contraintes dans les différents plans de cisaillement ou la répartition des composantes de l'effort. La comparaison entre plusieurs outils est alors facilitée par des critères élaborés et significatifs (températures de coupe, efforts).

Il existe, cependant, une difficulté dans l'utilisation des modèles analytiques. Il semble, en effet, difficile d'utiliser des programmes entièrement définis sur le logiciel Matlab dans un contexte d'atelier de fabrication. Afin d'en faciliter son utilisation, une interface graphique est en cours d'élaboration.

Usure des outils

Les résultats définis dans cette partie ne sont pas directement exploitables pour d'autres matériaux. Les phénomènes observés sont propres au Ti5553. L'état de l'art a montré peu de comparaison avec d'autres matériaux hormis le Ti64 [Arrazola 09a]. Au cours de nos travaux, nous avons mis en place une méthode d'identification des modes de dégradation basée sur des techniques expérimentales simples.

Nous avons remarqué que les phénomènes d'usure ne sont pas toujours directement visibles sur les outils, mais qu'ils étaient détectables indirectement à travers d'autres grandeurs physiques. Cette technique peut être mise en place pour l'analyse des modes de dégradation d'autres matériaux.

Analyses

Nous avons étudié l'influence de l'usinage à chaud à partir d'un dispositif expérimental plus simple, moins coûteux qu'un laser et nous permettant de maîtriser facilement les températures. Ces essais nous ont permis de mettre en avant les limites de l'usinage à chaud. Cette méthode peut être mise en oeuvre pour d'autres matériaux afin de vérifier l'impact d'une assistance à la coupe.

Dans l'objectif d'améliorer la qualité mais surtout d'automatiser les opérations d'usinage, nous avons vérifié l'application de la surveillance d'usinage au Ti5553. Cette analyse se base sur l'observation des modes de dégradation ainsi que leur influence sur le processus de coupe. Cette étude peut, alors, être utilisée lors de la mise en place de cette technique sur le Ti5553 et pour d'autres matériaux.

4.2 Usinage à chaud

Comme nous l'avons vu dans les parties précédentes, la difficulté de l'usinage du Ti5553 vient d'une part des grandes contraintes engendrées par la coupe (dans les zones primaire et secondaire) et d'autre part des copeaux non segmentés en tournage induisant des modes de dégradation sévères et rapides. Il existe différents types d'assistance à la coupe dont l'objectif est de réduire les efforts et l'usure de l'outil. Dans l'état de l'art, nous recensons à un premier niveau la lubrification et ensuite l'usinage à chaud, l'usinage par cryogénie et la lubrification très haute pressions. Ces différentes technologies ont toutes montré un intérêt certain pour améliorer l'usinabilité des titanes. Nous avons cependant choisi de tester l'usinage à chaud pour vérifier son intérêt dans un contexte industriel.

4.2.1 Dispositif expérimental

Le principe de l'usinage est l'augmentation assistée de la température de la zone de coupe, elle peut être globale ou localisée. Il existe différentes méthodes de chauffage localisées (laser CO_2 , le laser Nd-YAG et le laser à semi-conducteurs). L'investissement dans ces technologies peut s'avérer important. Notre choix a été dans un premier temps de tester l'influence de la température sur l'usinage en chauffant la pièce. Pour cela, nous avons placé un inducteur en forme de demi-cercle autour de la pièce nous laissant assez de place pour réaliser une passe d'usinage (figure 4.2). L'inducteur est piloté par un amplificateur externe et refroidi par de l'eau. Cette technique permet de réduire l'investissement nécessaire à ces essais et de plus, elle permet un chauffage homogène dans la zone coupée, au contraire du spot laser qui nécessite, lui, une analyse plus complexe sur cet aspect.

Les efforts de coupe seront mesurés à l'aide de la platine de mesure Kistler utilisée dans les parties précédentes. Une protection thermique a été positionnée afin de protéger les capteurs piézoélectriques.

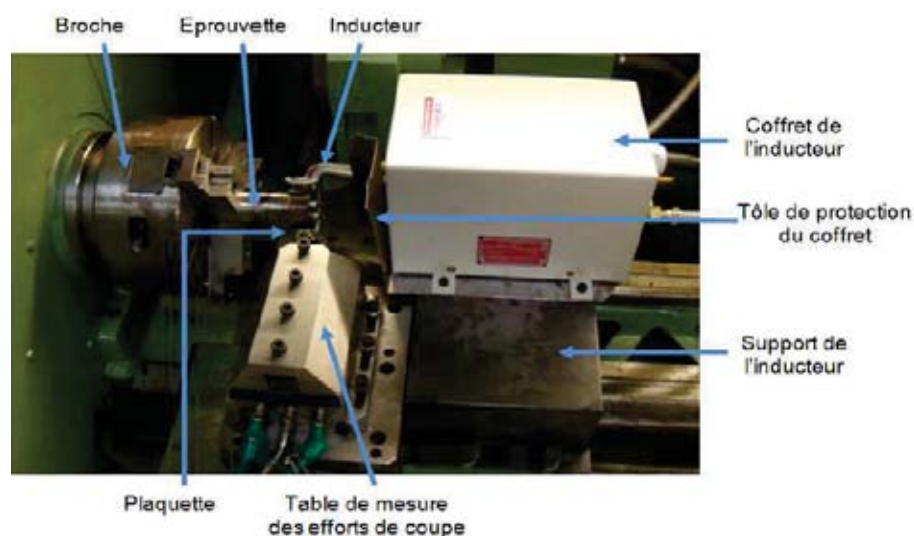


FIGURE 4.2 – Dispositif expérimental

Dans notre approche, le chauffage n'est pas local mais appliqué à l'ensemble de la pièce. Pour contrôler, l'homogénéité de la température, nous avons placé différents thermocouples dans la pièce interchangeable, appelée pièce test, à différentes profondeurs et à différents rayons (figure 4.3). Afin de ne pas effectuer d'essais sur une matière dégradée, la pièce test sera changée à chaque montée en température.

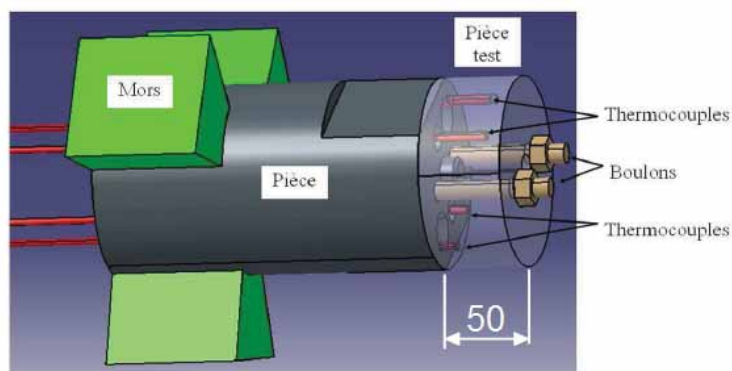


FIGURE 4.3 – Placement des thermocouples dans la pièce

Pour les essais, nous avons choisi d'utiliser une plaquette Sandvik CNMG 160612-QM 1105 utilisé en chariotage. Cette plaquette couramment utilisée a démontré une bonne résistance à l'usure lors des premiers essais de tournage. Le temps d'usinage sera d'environ 10s dû à la faible longueur de la pièce d'essais et de la longueur de l'inducteur. La table 4.2 résume les conditions expérimentales.

Paramètres	Niveau
Plaquette	CNMG 160612-QM 1105
Vitesse de coupe	35 m/min
Avance	0,15 mm/tr
Engagement	3 mm
Temps d'usinage max	10 s

TABLE 4.2 – Conditions expérimentales

Nous avons choisi la plage de température en fonction des paliers du traitement thermique défini par Messier-Dowty et des caractéristiques physiques du matériau. Comme nous l'avons vu dans la partie présentation du matériau, le traitement thermique est réalisé en plusieurs étapes, ayant chacune une influence sur la microstructure du matériau. Nous notons trois zones de comportement du matériau clairement identifiées en fonction de la température. La première zone correspond aux températures inférieures à 300°C. Le Ti5553 est dans sa zone stable d'utilisation, l'usinage à chaud ne devrait pas influencer sur les caractéristiques mécaniques du matériau. Entre 300 et 640°C, la zone de relâchement des contraintes est particulièrement intéressante et des perspectives de réduction des efforts de coupe et d'usure d'outil sont attendues. La dernière zone correspond aux températures au-delà de 640°C où des modifications microstructurales irréversibles affectent les caractéristiques mécaniques du matériau. Par conséquent, l'intégralité du matériau chauffé au

dessus de 640°C devra être enlevé par l'opération de coupe. Le choix a donc été de tester des températures allant de la température ambiante à 750°C . Ce choix ne tient pas compte de l'augmentation de température induite par la coupe.

4.2.2 Essais

Nous vérifierons pour chaque essai l'influence de la température de coupe sur les efforts et sur l'usure (figure 4.4).



FIGURE 4.4 – Exemple d'usinage à 750°C

La table 4.3 résume les efforts de coupe pour chaque essai où F_a est l'effort radial à la pièce.

$T^{\circ} (^{\circ}\text{C})$	25	100	200	250	300	400	500	650	750
F_c (N)	900	900	937	919	893	873	825	670	603
F_f (N)	760	740	620	628	634	616	616	517	489
F_p (N)	280	280	245	256	278	253	234	200	166
R (N)	1211	1198	1150	1142	1130	1098	1056	870	794

TABLE 4.3 – Résultats expérimentaux

4.2.3 Analyse des résultats

Notre démarche explicative se décompose en plusieurs parties une première partie concernant la diminution des efforts de coupe, une seconde consacrée à l'usure des outils et la troisième partie où nous aborderons l'analyse de la morphologie des copeaux.

4.2.3.1 Efforts de coupe

En règle générale, nous pouvons observer une diminution des efforts de coupe avec l'augmentation de la température (figure 4.5). Cependant, pour des températures inférieures à 100°C , celle-ci n'a aucune influence. Tant que la température est inférieure à 500°C , la diminution de l'effort n'est pas significative ($< 13\%$). Une réduction de près de 30% apparaît seulement après 650°C . Dans ses travaux, [Germain 06] observe une réduction de près de 50% pour des puissances de laser de 1000W et de 28% pour le laser de 500W mais pour des vitesses de coupe différentes (26m/min et 54m/min). Dans notre cas à la vitesse de coupe optimale, ces réductions semblent difficilement envisageables. Il observe cependant une réduction de l'effort de coupe pour des vitesses de coupe plus faible augmentant le temps de chauffe.

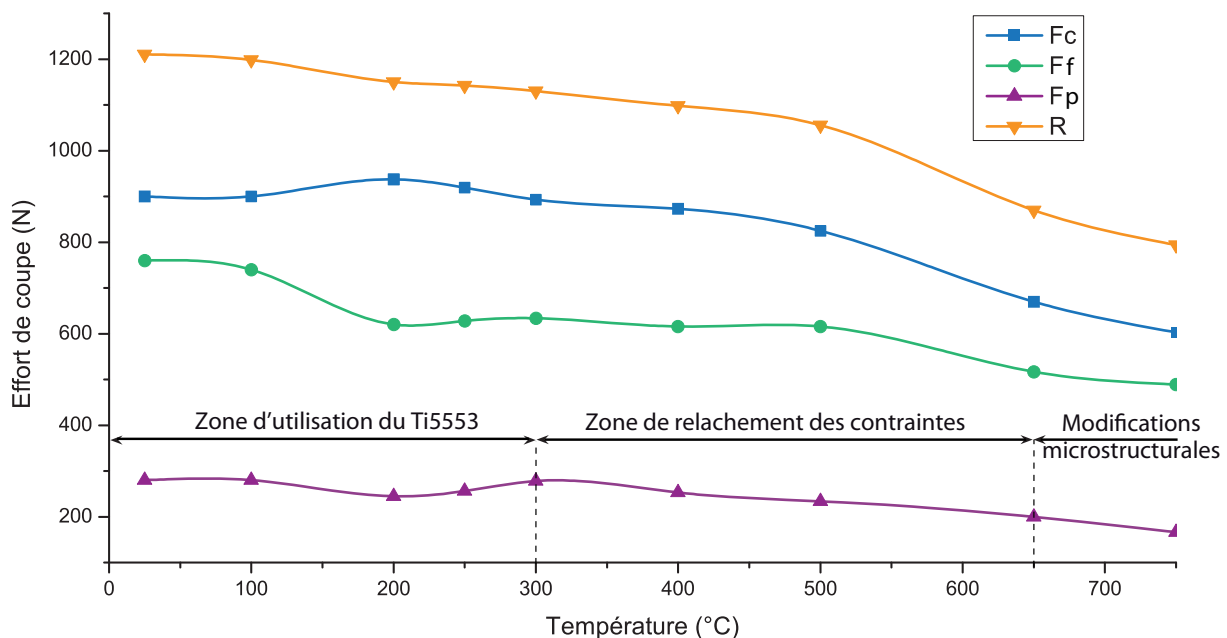


FIGURE 4.5 – Evolution des efforts de coupe en fonction de la température de coupe

La réduction observée peut être expliquée à partir de la loi de comportement. L'augmentation de la température intervient sur le dernier terme de la loi (l'adoucissement thermique). Cependant, l'augmentation de la température engendre également une plus grande ductilité. Les vitesses de déformation sont alors moins importantes et les contraintes plus faibles. Cette observation aurait pu être effectuée à partir des essais de traction. Nous avons remarqué une faible influence pour une température égale à 400°C tandis que pour 900°C , la limite à la rupture est devenue plus faible et l'allongement plus important. [Sun 07] a également mené des essais en tournage assisté par laser sur l'alliage de titane Ti64 avec un outil en carbure de tungstène. Il observe une diminution des efforts de coupe

qu'il explique par l'adoucissement thermique. Les modifications microstructurales peuvent aussi être un facteur de diminution des efforts de coupe. [Tetsui 05] a constaté la présence de la phase β améliorant l'usinabilité du Ti-42Al-5Mn.

Nous observons également que la réduction de l'effort est fonction des zones identifiées lors de l'analyse du traitement thermique. Pour les températures comprises dans la zone de fonctionnement du Ti5553, les efforts de coupe diminuent légèrement. La plus forte réduction apparaît dans la zone de relâchement des contraintes où l'effort diminue de 25%. La troisième zone dite de modification structurale où l'effort diminue de 33% est intéressante si toute la couche chauffée est enlevée par l'opération d'usinage.

4.2.3.2 Usure des outils

L'usure des outils sera considérée par l'état des plaquettes après 10 secondes d'usinage.

A 25°C, l'usure observée correspond aux modes de dégradation expliqués précédemment avec une abrasion sévère modifiant au fur et à mesure la préparation d'arête. Nous pouvons tout de même constater un écaillage qui peut être dû à des inclusions dans le matériau ou une plus forte concentration d'éléments alphagènes (figure 4.6). A 200°C, un copeau adhérent apparaît juste à la limite de l'engagement (figure 4.6 et figure 4.7). Il peut être expliqué par une température très importante à l'interface outil-copeau et une pression très faible à cette limite, ces deux conditions sont alors favorables à l'apparition de ce phénomène. Pour les hautes températures (supérieures à 500°C), nous observons une arête rapportée dont la longueur est égale à l'engagement. Ce dernier mode est engendré par des températures très importantes. La matière plus malléable colle sur la face de coupe. A cette température, l'usinage ne semble plus réalisable.

4.2.3.3 Morphologie des copeaux

Comme nous l'avons souligné précédemment, les modes de dégradation obtenus sont induits par une non-segmentation du copeau. L'usinage à chaud peut être un des moyens d'obtenir cette segmentation. [Sun 07] a étudié la formation des copeaux lors du tournage du Ti64. Il compare les copeaux obtenus en usinage conventionnel et en usinage assisté laser. Les copeaux obtenus sans assistance thermique sont ondulés et présentent un fort taux d'écrouissage. L'observation microscopique permet de constater que la matière a été déformée plastiquement. Les "dents de scie" sont arrondies et les plans de cisaillement ne sont pas nets. En usinage assisté laser, les "dents de scie" sont saillantes et les plans de cisaillement adiabatiques deviennent plus marqués révélant une plus grande facilité dans

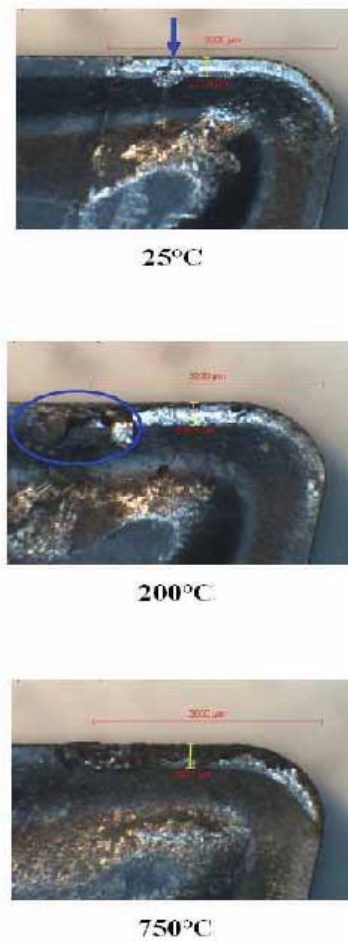


FIGURE 4.6 – Observation de la face de coupe

le cisaillement du copeau. Grâce à l'assistance laser, le matériau est donc moins résistant aux efforts de cisaillement.

Pour le Ti5553, ces observations semblent moins évidentes. En effet, quelle que soit la température de la pièce, le copeau reste non segmenté traduisant l'effet de l'adoucissement thermique insuffisant comparé à l'écrouissage induit dans le plan de cisaillement primaire. Sur la figure 4.8, nous observons une morphologie de copeau différente. A faible température ($<250^{\circ}\text{C}$), il existe des bandes de cisaillement plus marquées. Pour une température de coupe importante ($>500^{\circ}\text{C}$), le copeau ne semble plus formé par cisaillement mais repoussé. Nous observons des bandes de cisaillement moins marquées. En conclusion, l'augmentation de la température modifie la morphologie du copeau. Ce dernier n'est toujours pas segmenté et ne semble plus formé par des cisaillements.

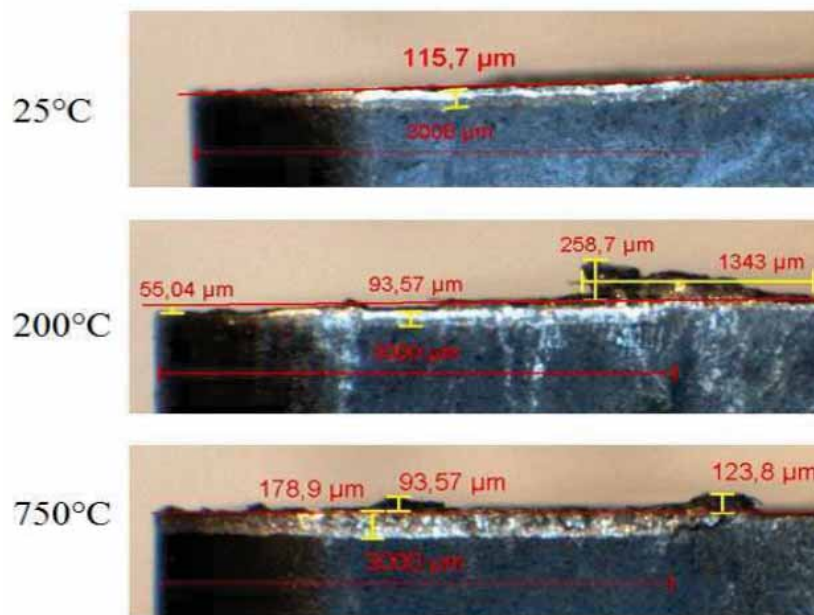


FIGURE 4.7 – Observation de la face en dépouille

4.2.4 Conclusion

Nous avons voulu vérifier l'impact de la température de coupe sur l'usinage du titane. L'usinage à chaud étant une des voies possibles d'optimisation de l'usinabilité. Ce processus n'est pas adapté au Ti5553. Sa capacité à garder ses propriétés mécaniques à chaud nous oblige à usiner à très haute température ($> 750^{\circ}\text{C}$). Dans ce cas, le gain en termes d'effort de coupe est de 33%. Cependant, l'observation de la plaquette après 10 secondes d'usinage nous permet de montrer que le processus de coupe devient trop dégradant pour l'outil. Pour des températures inférieures où l'usure de l'outil peut être maîtrisée, le gain devient alors trop faible ($< 10\%$). De plus, les températures à atteindre et les vitesses pour les atteindre, nous contraignent soit à utiliser une source laser très puissante soit à réduire les vitesses d'avance diminuant ainsi le débit matière. Nous pouvons alors conclure que cette aide à la coupe ne peut apporter une optimisation indéniable pour le contexte d'usinage du Ti5553.

4.3 Vers une proposition de mise en oeuvre de techniques de surveillance d'usinage

La surveillance d'usinage ne correspond pas à l'objectif direct d'amélioration de l'usinabilité du Ti5553. Toutefois, la société Messier-Dowty recherche l'autonomie de ses procédés

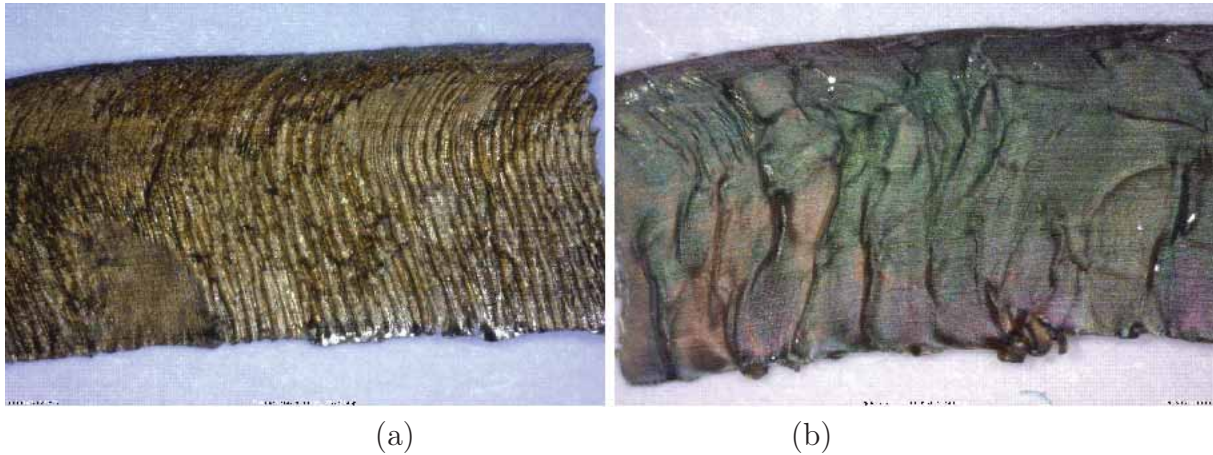


FIGURE 4.8 – Morphologie du copeau à 250°C (a) et 750°C (b)

et l'optimisation des process. Ceci peut se traduire par la mise en place de la surveillance d'usinage. L'objectif de cette partie est d'extrapoler les conclusions et les observations faites dans nos travaux pour proposer des techniques de surveillance d'usinage exploitables dans le cadre de l'usinage du Ti5553.

A l'origine la surveillance d'usinage est réalisée par l'opérateur. Son rôle est de s'assurer du bon déroulement de l'usinage et de réagir en cas de problème en mettant fin à l'usinage en cours ou en ajustant les paramètres opératoires. Cependant, les capacités de l'opérateur peuvent s'avérer insuffisantes (observation visuelle altérée ou mauvaise perception des phénomènes). Son temps de réaction peut, aussi, induire des dommages importants. De plus, l'automatisation de la surveillance en usinage nous permet d'envisager qu'un seul opérateur surveille et gère un îlot de production.

4.3.1 Introduction à la surveillance d'usinage

Une proposition d'implantation de la surveillance d'usinage est décrite figure 4.9. Nous distinguons deux fonctions. La première est la détection des événements. Elle est effectuée au travers de différents capteurs. La seconde est l'action et deux types sont envisageables :

- les actions réflexes où l'objectif est de réaliser une action très rapide lorsqu'un événement soudain (défaillance) apparaît,
- les actions intelligentes avec pour objectif de modifier les paramètres machines afin de compenser une anomalie (exemple de l'usure).

Pour ces deux fonctions, il est nécessaire de connaître le fonctionnement "normal" ainsi que les informations relatives au processus de coupe dans ce contexte stabilisé (efforts de coupe, puissance). Pour cela, une phase préliminaire d'apprentissage est à prévoir.

Puisque nous nous situons dans une première approche d'évaluation de la faisabilité de la surveillance d'usinage, nous nous concentrerons uniquement sur les méthodes d'identification et sur les méthodes à employer. Nous n'aborderons pas les actions à mettre en oeuvre lors de la détection d'évènements.

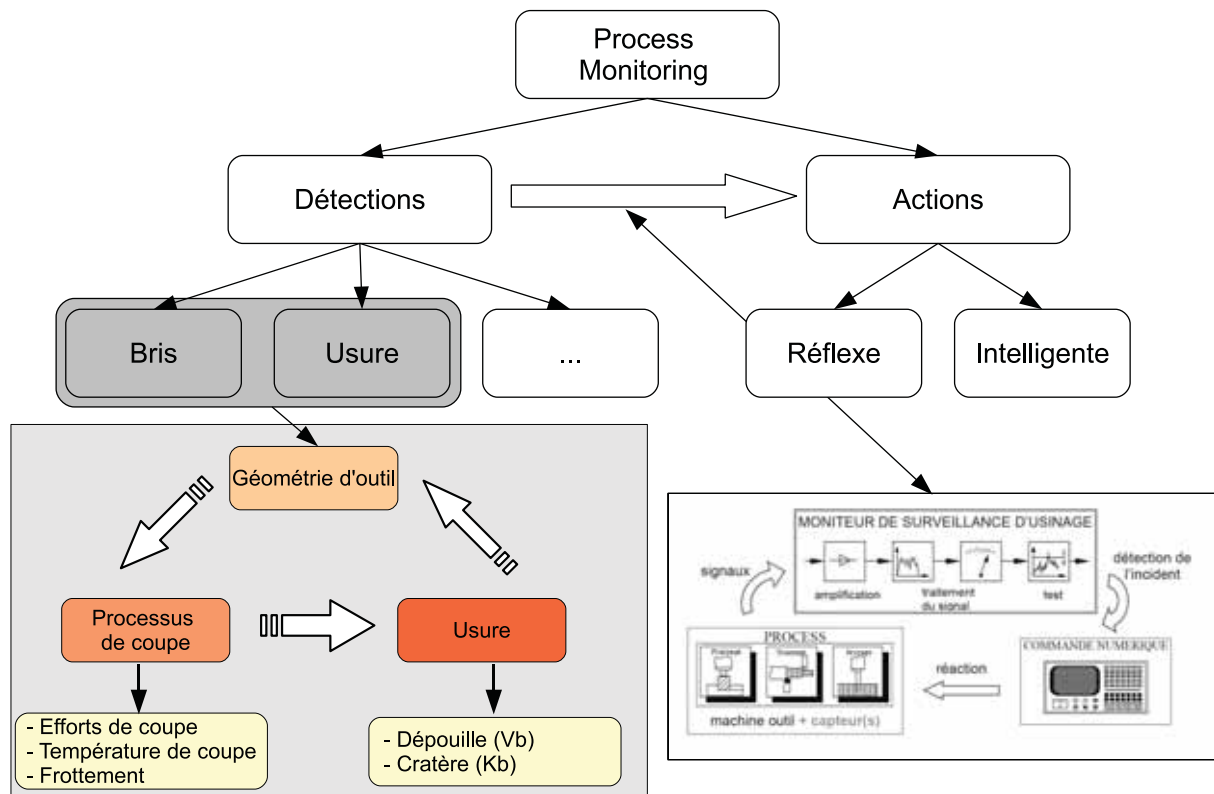


FIGURE 4.9 – Principe de fonctionnement de la surveillance d'usinage [Ritou 06]

4.3.1.1 Méthodes de détection

La mesure directe consiste à apprécier les grandeurs caractéristiques de l'usure à différents instants de l'usinage, par exemple l'usure en dépouille ou l'usure en cratère. Cette technique présente l'intérêt d'être simple à mettre en place et nécessite peu d'investissement. Cependant, elle s'avère impossible sur le Ti5553 dans la mesure où les modes de dégradation observés sur les outils ne sont ni une usure en dépouille ni en cratère.

La mesure indirecte consiste à mesurer l'effet de l'usure sur le processus de coupe (effort ou température de coupe).

Mesures d'efforts

Il existe plusieurs techniques de mesure d'efforts. La première est l'utilisation de jauges

de contrainte collées sur des éléments de la machine qui permettent de connaître la réponse du système. Cette technique peut être complexe à mettre en oeuvre et ne permet pas d'obtenir des plages de mesure suffisantes.

La seconde méthode est l'utilisation de capteurs piézoélectriques (exemple de la platine Kistler). Le principal inconvénient est la dérive des quartz pouvant être pénalisante lors des longues mesures. De plus, l'utilisation d'une platine à l'interface pièce-montage d'usinage complexifie le montage et risque de limiter la rigidité. Pour le fraisage, de nouveaux capteurs piézoélectriques appelés bagues d'efforts sont directement intégrés dans les logements de broches et permettent une mesure rapide et simple des efforts dans les trois directions.

La troisième méthode est l'acquisition des puissances de broche qui permettent de connaître le couple engendré par la coupe. Les actions mécaniques peuvent être connues grâce au courant sur les moteurs d'axe. Cette technique présente l'intérêt d'être accessibles sur certaines machines sans investissement, selon l'armoire de commande numérique utilisée.

Autres méthodes

D'autres méthodes sont envisageables comme la mesure des températures de coupe. Cette technique nécessite l'utilisation d'outils instrumentés, ce qui représente un investissement en instrumentation non négligeable. De plus, les techniques actuelles ne permettent pas une précision importante.

La mesure des vibrations d'usinage permet de détecter un balourd ou une perte de plaque par comparaison des vibrations existantes en fonctionnement normal. Son acquisition peut être effectuée soit par des capteurs (types accéléromètres) soit par émission acoustique ou par mesure laser.

Une autre technique est l'observation des parties actives de l'outil. Elle se base sur des analyses d'images qui comparent ces zones à chaque instant. Cette méthode prometteuse nécessite encore quelques développements comme la gestion des copeaux collés, par exemple.

Certaines méthodes ne sont pas applicables en milieu industriel ou ont déjà été testées lors de nos campagnes d'essais comme les mesures de température. L'ensemble de nos essais a été effectué avec des mesures d'efforts de coupe, nous avons donc choisi de baser notre analyse sur cette technique. La mesure de puissance est également envisageable puisqu'elle reste directement corrélable avec les efforts.

4.3.2 Analyse des essais en vue d'une application

La principale difficulté consiste à déterminer les valeurs de seuils par lesquelles le processus est estimé présenter une dérive significative. Nous distinguons deux types de seuils (figure 4.10). Le seuil statique qui n'évolue pas avec le temps est utilisé afin de détecter d'éventuelles collisions. Sa valeur est définie expérimentalement et doit être pertinente vis-à-vis du niveau du choc (collision d'un outil avec la pièce). Son principal objectif est de protéger la machine. Le second type de seuil est dynamique. Pour cela, une courbe référence et une enveloppe sont également déterminées expérimentalement. Elles représentent l'augmentation des efforts de coupe due à l'usure des outils. Si au cours de l'usinage, les efforts dépassent les niveaux définis, le processus de coupe est alors jugé dégradé. Nous utiliserons pour cela les essais effectués lors de la campagne d'essais d'usure en tournage et en fraisage.

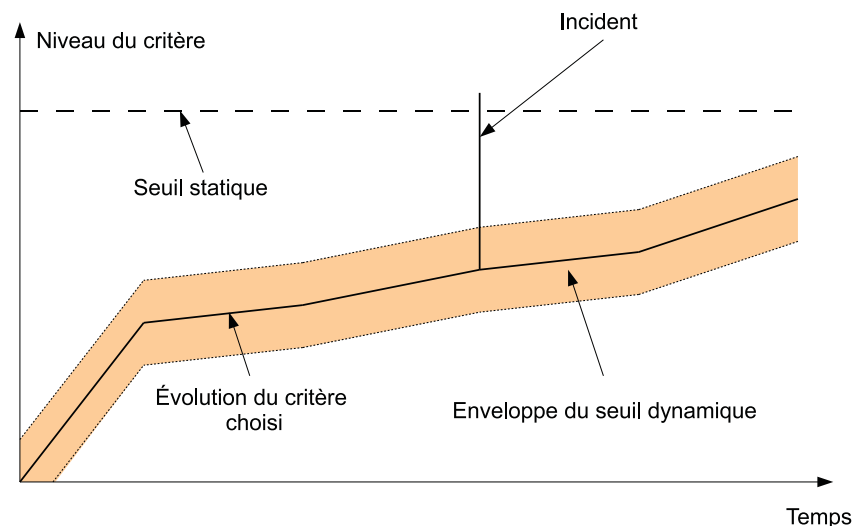


FIGURE 4.10 – Exemple de seuils utilisés pour la surveillance d'usinage

4.3.2.1 Tournage

Lors de la campagne d'essais, nous avons défini l'influence de l'usure sur les efforts de coupe. Deux tendances ont été observées : l'évolution de la résultante et l'évolution des deux composantes (F_c et F_t).

La figure 4.11 montre l'évolution des deux composantes où nous avons intégré deux seuils englobant l'ensemble des valeurs. Comme nous pouvons l'observer, la difficulté est la tendance soudaine de la dégradation. Il est alors nécessaire de définir des actions rapides à mettre en place afin de limiter le temps d'usinage avec un processus dégradé. Une seconde

technique serait d'analyser seulement la composante F_t et considérer que l'usinage est défaillant dès que cette dernière augmente de plus de 10% en moins d'une seconde. En effet, nous observons sur la figure 4.11 une dérive (ou pente) de l'effort tangentiel en fonction du temps. Ce dernier point peut constituer l'élément à vérifier tout au long de l'usinage afin de garantir un usinage dans des conditions stabilisées et surtout non dégradantes. De plus à 275mm d'usinage, nous observons que la composante F_c est encore comprise entre les seuils lorsque F_t est jugée dégradante. Il est alors nécessaire de décomposer l'analyse sur les deux composantes.

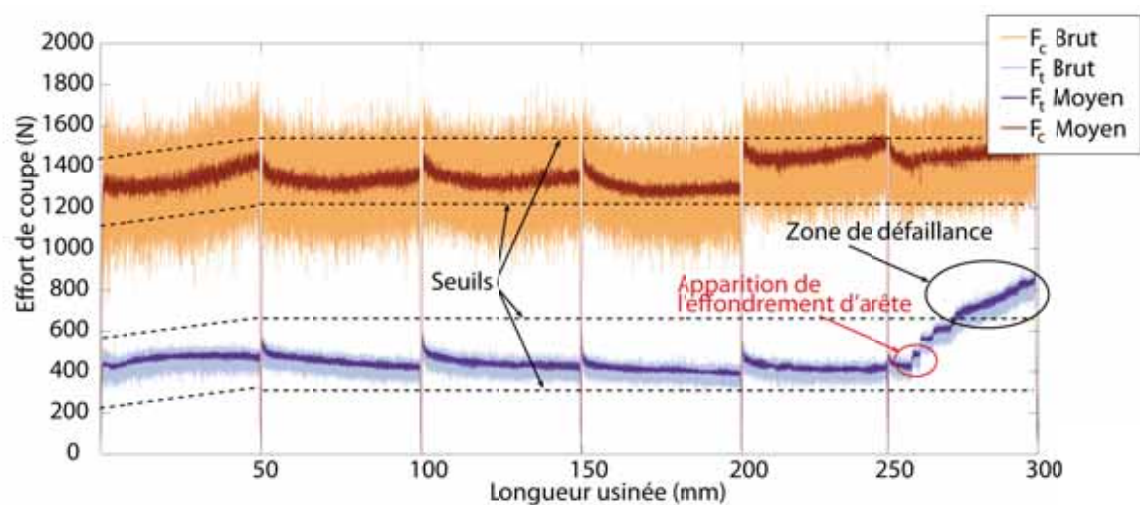


FIGURE 4.11 – Evolution des composantes de l'effort

4.3.3 Fraisage

En fraisage, la technique d'analyse de la composante F_t présentée précédemment peut être plus difficile à mettre en place. Pour cela, il est nécessaire de connaître la position angulaire de chaque dent ainsi que leur position par rapport à la matière et pour finir l'engagement précis. Ces contraintes rendent l'analyse délicate.

En ce qui concerne la résultante (figure 4.12), nous pouvons observer que la résultante augmente avec la longueur d'usinage validant ainsi la méthode de l'enveloppe présentée précédemment. Nous observons, cependant, que la limite haute de l'effort apparaît rapidement. Il existe également des zones que nous avons appelées zones critiques où la variation de l'effort due à l'instabilité du processus de coupe est importante. Dans ces zones l'effort de coupe peut facilement dépasser la limite du seuil proposé. Dans ce cas, l'usinage est jugé dégradé et un changement de partie active est nécessaire. Or, la première zone critique apparaît au second tiers de la durée de vie totale de l'outil. Une amélioration serait

d'établir un seuil permettant de gérer ces variations. Cependant, ce seuil peut engendrer une erreur sur la durée de vie des outils.

Si le processus de fraisage présenté sur la figure 4.12 représente un cas stable et répétable, nous pouvons noter que la limite d'usure correspond à 4200N. L'augmentation de l'effort correspond à 40% facilitant ainsi son identification. De plus, la pente d'évolution de l'effort peut être un indicateur supplémentaire. La surveillance d'usinage peut donc s'appuyer sur ces deux derniers éléments, avec une variation d'efforts progressive contenue dans un intervalle de temps.

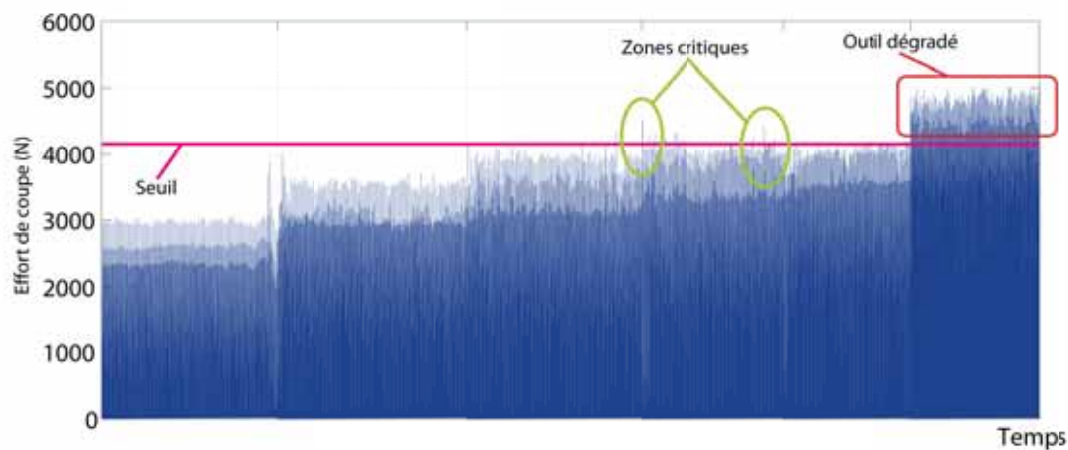


FIGURE 4.12 – Evolution des efforts en fraisage

4.3.4 Conclusion

L'utilisation de la surveillance en usinage est une solution intéressante pour maîtriser le processus de coupe, garantir l'usinage et protéger les différentes parties d'usinage. Nous avons basé notre étude sur les modes de dégradation observés et leur influence sur les efforts de coupe. L'apparition soudaine des modes de dégradation limite l'utilisation de la surveillance d'usinage à la surveillance d'événements soudains (effondrement d'arête) obligeant ainsi à stopper l'opération en cours.

Conclusion

Les travaux, présentés dans cette thèse et menés en relation avec l'entreprise Messier-Dowty, s'inscrivent dans le cadre de la modélisation de la coupe et de la compréhension des phénomènes d'usure liées à l'usinage du Ti5553. L'objectif était d'améliorer la connaissance sur ce matériau dans un contexte d'usinage, de lever certains verrous scientifiques et de proposer de nouvelles pistes d'investigation ou solutions aux acteurs du projet Titane.

Le travail bibliographique exposé dans le chapitre 1 est composé de plusieurs parties. La première partie concerne l'étude de la modélisation des efforts de coupe et nous avons proposé à partir de cette analyse une définition d'un modèle d'effort de coupe en tournage puis en fraisage, capable d'intégrer les phénomènes influant sur la coupe du matériau (contrainte, répartition des efforts, sollicitations mécaniques et thermiques). L'exploitation des différents modèles montre certaines limites quant à la définition d'un modèle regroupant toutes les géométries d'outil. Notre choix s'est porté sur l'utilisation de deux méthodes de modélisation :

- la méthode analytique définie en tournage nous permet de comprendre les phénomènes liés au processus de coupe,
- la méthode empirique utilisée pour le fraisage nous autorise à définir les efforts de coupe pour l'ensemble des formes d'outils.

La seconde partie concerne l'usure des outils coupants où nous avons considéré les travaux et résultats industriels et universitaires. Cette exploration montre un manque important d'information sur le comportement des outils en usinage du Ti5553.

La dernière partie évoque les pistes d'amélioration de l'usinabilité des alliages de titane où les assistances à la coupe (élévation de température, lubrification haute pression, cryogénie, etc.) présentent des gains potentiels intéressants. Nous avons dressé un bilan de ces aides à l'usinage et de leur effet sur le processus de coupe.

Le chapitre 2 concerne le comportement du matériau et deux approches ont ainsi été mises en avant ; le comportement général du matériau et son comportement en usinage. L'étude du comportement général s'appuie, en général, sur une loi de comportement de

type Johnson-Cook ou autre. Des premières observations sur un alliage de titane au comportement similaire (Ti64) montrent que les méthodes classiques de caractérisation (barre de Hopkinson, essai de Taylor) s'avèrent insuffisantes puisqu'elles proposent des vitesses de déformation inadéquates. Une erreur de l'ordre de 50% dans la définition des contraintes est alors observée lorsque les sollicitations en vitesse de déformation ne sont pas réalistes et suffisamment élevées. Notre démarche s'est donc focalisée sur le développement d'une méthode de caractérisation du matériau à partir d'essais d'usinage et d'essais de traction. Cette approche permet ainsi d'obtenir les paramètres de la loi de comportement ajustés au contexte des sollicitations d'usinage. L'utilisation de notre méthode a permis une amélioration significative de la définition de la contrainte de cisaillement avec une erreur approximative de l'ordre de 4%.

Devant le nombre important de géométrie de coupe et de forme d'outils (hémisphérique, torique et cylindrique) utilisés par l'entreprise, nous décomposons l'analyse du comportement du matériau en usinage suivant deux démarches.

La première a pour objectif de comprendre l'influence de la géométrie de coupe et des conditions de coupe sur le processus. Dans ce cadre, nous avons développé trois modélisations dédiées aux outils sans préparation d'arête, aux outils avec préparation d'arête rayonnée et aux outils à préparation d'arête chanfreinée. La décision de traiter ces trois modèles s'inspire des résultats de la première campagne expérimentale. Les modèles ainsi développés nous ont permis de mettre en exergue les paramètres les plus influents sur les efforts de coupe. Les conclusions de ce travail attestent d'une réduction significative des efforts de coupe pour l'utilisation d'un outil tranchant et une variation de la direction des efforts. Nous observons également :

- une augmentation de l'angle de coupe de 0° à 20° réduisant les efforts de près de 30%,
- une réduction de 100% de la taille de la préparation d'arête (de 0,08mm à 0,04mm) diminuant les efforts de coupe de 60% ainsi que la direction de l'effort,
- une augmentation de la vitesse de coupe de 30m/min à 100m/min ne modifiant pas fondamentalement les efforts de coupe mais engendrant une usure très rapide,
- une influence importante de l'interaction avance et préparation d'arête sur l'augmentation des efforts de coupe.

L'objectif de la seconde démarche est la définition d'une modélisation suffisamment souple afin de regrouper l'ensemble des outils (forme et géométrie de coupe), mais également les évolutions de l'entreprise. Pour cela, nous avons utilisé les méthodes empiriques classiques ([Budak1996, Engin2001, Engin2001a]) auxquelles nous avons intégré les préparations d'arête et limité le nombre d'essais nécessaires à leurs définitions. En effet, ces modèles se basent souvent sur des coefficients obtenus par une campagne expérimentale longue. Pour notre modélisation, ces coefficients sont directement calculés à partir de la modélisation

de tournage.

De plus, le rôle prépondérant des préparations d'arête sur les efforts de coupe a été identifié ainsi que l'influence des longueurs d'arête en prise. Nous constatons encore qu'une épaisseur de copeau trop faible engendre une augmentation des pressions spécifiques. Par exemple, nous comparons l'emploi d'une fraise torique et d'une fraise cylindrique selon le critère des efforts de coupe, afin de proposer un outil optimal correspondant au compromis entre une géométrie de coupe qui minimise les efforts et une forme d'outil qui minimise l'arête en prise et la section de coupe.

Le chapitre 3 est consacré à l'analyse des phénomènes d'usure de l'outil coupant en usinage du ti5553. Nous observons plusieurs modes de dégradation : le rodage, l'usure normale et une alternance d'arête rapportée et d'effondrement d'arête. Les paramètres utilisés traditionnellement pour caractériser la durée de vie d'un outil (usure en dépouille et usure en cratère) ne sont pas représentatifs dans notre contexte et sur notre matériau. Par contre, il est envisageable de corréliser les modes de dégradation avec l'évolution des efforts de coupe et d'observer une durée de vie peu variable selon les conditions de coupe et les géométries d'outil avec une augmentation de 22% de la durée de vie dans la situation optimale.

Afin d'accroître cette durée de vie, nous étudions l'influence de l'engagement radial selon l'angle d'inclinaison d'arête et l'angle d'entrée dans la matière, pour proposer finalement une solution optimale.

Le dernier chapitre concerne la valorisation industrielle de nos travaux où nous abordons les applications et extrapolations envisageables dans le processus industriel de fabrication. Nous distinguons l'exploitation directe des résultats (conditions de coupe, géométrie d'outil, stratégie d'usinage...) et la transposition des méthodes dans le processus d'élaboration d'un nouveau programme (nouvel alliage, nouvelle pièce).

Une perspective d'optimisation de l'usinabilité du Ti5553 peut aussi être se traduire par à la mise en œuvre d'une assistance à la coupe. Nous nous sommes orientés vers l'influence de l'augmentation de la température initiale du matériau, car cette piste semble privilégiée par les universitaires et les industriels. Cependant, la bonne tenue mécanique du Ti5553 à haute température limite les gains potentiels. Nous observons une réduction approximative de 13% des efforts de coupe à 500°C et de 30% à 650°C. Du point de vue de l'usure de l'outil, la température amplifie certains phénomènes tels que l'arête rapportée. Pour terminer, nous nous penchons sur la problématique de la surveillance en usinage, qui représente notamment une perspective d'optimisation forte du processus d'usinage par le fait d'accroître l'autonomie du processus. Par les particularités constatées des phénomènes de dégradation des outils de coupe, nous avons identifié certaines difficultés quant

à l'application d'une technique de surveillance sur le Ti5553. Par exemple, l'inversion des composantes ou l'augmentation des efforts de coupe sur le dernier mode de dégradation extrêmement rapide (accroissement de 25% en moins d'une seconde) et catastrophique.

Suite à ces travaux de thèse, plusieurs perspectives de recherches sont envisagées :

- En terme d'assistance à la coupe, si l'augmentation de la température initiale du matériau (par laser, induction ou autre) semble apporter une légère réduction des efforts de coupe, la dégradation de l'outil coupant devient un paramètre critique. Nous souhaitons donc continuer notre étude sur le refroidissement de l'outil coupant (cryogénie par exemple) couplé ou non à l'assistance par chauffage. De plus, dans le contexte du tournage, la lubrification par jet haute pression est une solution très performante sur le Ti5553 mais son extrapolation au cas du fraisage n'est pas aisée. Une étude dans cette direction est notamment envisageable.
- L'étude concernant la surveillance d'usinage ne constitue pour l'instant qu'une première approche. Notre objectif était de mettre en évidence des paramètres physiques significatifs de l'évolution du processus de coupe, et de vérifier la faisabilité d'une future application de la surveillance de la durée de vie de l'outil coupant. Nous n'avons cependant pas validé la robustesse de la méthode, ni établi les actions à mettre en œuvre lors de la détection de défaillance. A la suite de nos travaux, différents développements seront à réaliser concernant l'impact du processus de coupe en mode dégradé sur l'intégrité de surface, les moyens de détection des paramètres physiques les plus appropriés (courant broche, vibrations, etc.) et la stratégie décisionnelle de la surveillance.
- Les travaux effectués s'appuient sur le langage du logiciel Matlab. Or, l'utilisation de ce type de logiciel nécessite sa connaissance dans le cadre industriel. Afin de faciliter la valorisation de nos travaux et leur exploitation au sein de la société Messier-Dowty, nous envisageons une solution plus simple, conviviale et accessible à tous. Notre choix s'est orienté vers une interface graphique par laquelle l'utilisateur pourra définir les efforts de coupe pour différents outils afin de les comparer, puis caractériser un matériau en choisissant l'une des méthodes définies. Cette solution logicielle est en cours de développement.

Publications

Au 11 mars 2011, ces travaux de thèse ont donné lieu aux publications suivantes :

Publications dans une revue internationale avec comité de lecture

V.WAGNER, M.BAILI, G. DESSEIN, D. LALLEMENT, Experimental study of coated carbide tools behaviour : application for Ti5-5-5-3 turning, *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, Vol. X, ppXXX-XXX, XXXX

V. WAGNER, M. BAILI, G. DESSEIN, D. LALLEMENT, Experimental characterization of behavior laws for titanium alloys : Application to Ti5553, *International Journal Key Engineering Materials*, Vol. 446, 2010, pp147-155, Ed. Trans

Communications dans un congrès international avec comité de lecture

V. WAGNER, M. BAILI, G. DESSEIN, D. LALLEMENT, Étude expérimentale du comportement des carbures revêtus en tournage du Ti 5553, par mesure d'efforts et d'usure d'outil, 6^{ème} Journées Scientifiques et Techniques en Mécanique et Matériaux, Monastir, Tunisie, 2008

V. WAGNER, M. BAILI, G. DESSEIN, D. LALLEMENT, "Behaviour laws comparison for titanium alloys machining : Application to Ti5553, *The International Conference on*

Structural Analysis Advanced Materials, Tarbes, France, ISBN 978-2-9534804-0-5, pp184, Septembre 2009

M. BAILI, V. WAGNER, G. DESSEIN, D. LALLEMENT, "Influence de la température sur l'usinabilité du Ti-5-5-5-3", *International Symposium on Aircraft Materials*, Marakech, Maroc, Mai 2010

Bibliographie

- [Abdulaze 62] NG Abdulaze. *Character and the length of tool-chip contact*. Machinability of heat resistant and titanium alloys, pages 68–78, 1962.
- [Adibi-Sedeh 03] A. H. Adibi-Sedeh, V. Madhavan & B. Bahr. *Extension of Oxley’s Analysis of Machining to Use Different Material Models*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol. 125, no. 4, pages 656–666, 2003.
- [Advantage] Thirdwave Advantage. *Thidrwwave Advantage System* - <http://www.thirdwavesys.com>.
- [AFN a] *Couple Outil-Matière : Domaine de Fonctionnement des Outils Coupants, NF E 66-520, 1994.*
- [AFN b] *Essais de durée de vie des outils de tournage à partie active unique. NF E 66-505, 1977.*
- [Albrecht 60] P. Albrecht. *New developments in the theory of metal cutting process*. Eng. Ind., vol. 82, pages 348–358, 1960.
- [Altintas 95] Y. Altintas & E. Budak. *Analytical prediction of stability lobes in milling*. Annals of the CIRP, vol. 44, pages 357–362, 1995.
- [Armarego 85] E.J.A. Armarego & R.C. Withfield. *Computer based modelling of popular machining operations for force and power predictions*. Annals of the CIRP, vol. 34, pages 65–69, 1985.
- [Arrazola 09a] P.J. Arrazola, A. Garay, L.M. Iriarte, M. Armendia, S. Marrya & F. Le Maître. *Machinability of titanium alloys (Ti6Al4V and Ti555.3)*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 209, no. 5, pages 2223 – 2230, 2009.
- [Arrazola 09b] P.J. Arrazola, D. Ugarte & X. Domínguez. *A new approach for the friction identification during machining through the*

- use of finite element modeling*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 48, no. 2, pages 173 – 183, 2009.
- [Becze 02] C. E. Becze & M. A. Elbestawi. *A chip formation based analytic force model for oblique cutting*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 42, no. 4, pages 529 – 538, 2002.
- [Bhaumik 95] S.K. Bhaumik, C. Divakar & A.K. Singh. *Machining Ti-6Al-4V alloy with wBN-cBN composite tool*. Material & Design, vol. 16, pages 221–226, 1995.
- [Bissey 05] S. Bissey. *Développement d'un modèle d'efforts de coupe applicable à des familles d'outils : cas du fraisage des aciers traités thermiquement*. PhD thesis, ENSAM Cluny, 2005.
- [Bisu 07] C.-F. Bisu, P. Darnis ans J.-Y. K'Nevez, O. Cahuc, R. Laheurte, A. Gerard & C. Ispas. *Nouvelle analyse des phénomènes vibratoires en tournage*. Mécanique et Industries, vol. 8, pages 497–503, 2007.
- [Boothroyd 63] G. Boothroyd. *Temperatures in orthogonal metal cutting*. Institution oh the Mechanical engineers, G.I. London, no. G. Boothroyd, pages 789–802, 1963.
- [Braham-Bouchnak 10] T. Braham-Bouchnak. *Etude du comportement en sollicitations extrêmes et de l'usinabilité d'un nouvel alliage de titane aéronautique : le Ti5553*. PhD thesis, ParisTech Arts et Métiers, 2010.
- [Budak 96] E. Budak, Y. Altintas & E. J. A. Armarego. *Prediction of Milling Force Coefficients From Orthogonal Cutting Data*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol. 118, no. 2, pages 216–224, 1996.
- [Butterworth-Heinemann 00] Butterworth-Heinemann, editeur. Metal cutting 4th edition. E.M. Trent and P.K. Wright,, 2000.
- [Chalfoun 00] J. Chalfoun, R. Younés, Y. Alayli & P. Wagstaff. *Approche Eulerienne de la coupe orthogonale 2D des métaux*. 2000.
- [Changeux 01] B. Changeux. *Loi de comportement pour l'usinage. Localisation de la deformation et aspects microstructuraux*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure d'arts et metiers, 2001.

- [Che-Haron 05] C.H. Che-Haron & A. Jawaid. *The effect of machining on surface integrity of titanium alloy Ti-6 Al-4 V*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 166, no. 2, pages 188 – 192, 2005.
- [Cherif 03] M. Cherif. *Modélisation générique des efforts de coupe en fraisage pour la CFAO et la surveillance de l'usinage*. PhD thesis, Ecole Centrale de Nantes, 2003.
- [Childs 97] T.H.C Childs, M.H Dirikolu, M.D.S Sammons & KMaekawa et T. Kitagawa. *Experiments on and finite element modeling of turning free-cutting steels at cutting speeds up to 250 m/min*. Proceeding of 1st French and German Conference on High Speed Machining, pages 325–331, 1997.
- [Corduan 03] N. Corduan, T. Himbart, G. Poulachon, M. Dessoly, M. Lambertin, J. Vigneau & B. Payoux. *Wear Mechanisms of New Tool Materials for Ti-6Al-4V High Performance Machining*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, vol. 52, no. 1, pages 73 – 76, 2003.
- [Dearnley 86] P.A. Dearnley & A.N. Grearson. Mater. Sci. Technol., vol. 2, pages 47–58, 1986.
- [Deshayes 07] L. Deshayes. *Analysis of an equivalent tool face for the cutting speed range prediction of complex grooved tools*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 190, no. 1-3, pages 251 – 262, 2007.
- [DeVor 80] Re DeVor & W. Kline. *A mechanistic model for the force system in end milling with application to machining air-frame structures*. In Manufacturing Engineering Transactions and North American Manufacturing Research Conference,, pages 297–303, 1980.
- [Dewhusrt 78] P. Dewhusrt. *On the non-uniqueness of the machining process*. Proceeding of the Royal Society of London, pages 587–610, 1978.
- [Dudzinski 97] D. Dudzinski & A. Molinari. *A modelling of cutting for viscoplastic materials*. vol. 39, pages 369–389, 1997.
- [Endres 95a] W. J. Endres, R. E. DeVor & S. G. Kapoor. *A Dual-Mechanism Approach to the Prediction of Machining*

- Forces, Part 1 : Model Development.* Journal of Engineering for Industry, vol. 117, no. 4, pages 526–533, 1995.
- [Endres 95b] W. J. Endres, R. E. DeVor & S. G. Kapoor. *A Dual-Mechanism Approach to the Prediction of Machining Forces, Part 2 : Calibration and Validation.* Journal of Engineering for Industry, vol. 117, no. 4, pages 534–541, 1995.
- [Engin 01a] S. Engin & Y. Altintas. *Mechanics and dynamics of general milling cutters. Part I : helical end mills.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 41, pages 2195–2212, 2001.
- [Engin 01b] S. Engin & Y. Altintas. *Mechanics and dynamics of general milling cutters. Part II : inserted cutters.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 41, pages 2213–2231, 2001.
- [Ezugwu 97] E.O. Ezugwu & Z.M. Wang. *Titanium alloys and their machinability - a review.* Journal of Mat, vol. 68, pages 262–274, 1997.
- [Fang 05a] N. Fang & P. Dewhurst. *Slip-line modeling of built-up edge formation in machining.* International Journal of Mechanical Sciences, vol. 47, no. 7, pages 1079 – 1098, 2005.
- [Fang 05b] N. Fang & P. Dewhurst. *Slip-line modeling of built-up edge formation in machining.* International Journal of Mechanical Sciences, vol. 47, no. 7, pages 1079 – 1098, 2005.
- [Fang 05c] N. Fang & Q. Wu. *The effects of chamfered and honed tool edge geometry in machining of three aluminum alloys.* International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 45, no. 10, pages 1178 – 1187, 2005.
- [Fontaine 04] M. Fontaine. *Modélisation thermomécanique du fraisage de forme et validation expérimentale.* PhD thesis, Université de Metz, 2004.
- [Germain 06] G. Germain, F. Morel, J.-L. Lebrun, A. Morel & B. Huneau. *Effect of laser assistance machining on residual stress and fatigue strength for a bearing steel (100Cr6) and a titanium alloy (Ti6Al4V).* Materials Science Forum, vol. 524-525, pages 569–574, 2006.

- [Gilormini 82] P. Gilormini. *Contribution a la modelisation de la formation du copeau en usinage des métaux*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure des Mines Paris, 1982.
- [Hou 97] Zhen Bing Hou & Ranga Komanduri. *Modeling of thermomechanical shear instability in machining*. International Journal of Mechanical Sciences, vol. 39, no. 11, pages 1273 – 1314, 1997.
- [Jaspers 01] S.P.F.C. Jaspers & J.H. Dautzenberg. *Material behaviour in conditions similar to metal cutting : flow stress in the primary shear zone*. J. of Mat. Process. Tech., vol. 122, pages 322–330, 2001.
- [Jones 08] N.G. Jones, R.J. Dashwood & D. Dye end M. Jackson. *Thermomechanical processing of Ti 5Al 5Mo 5V 3Cr*. Material Science & Engineering, 2008.
- [Joyot 94] P. Joyot. *Modélisation numérique et expérimentale de l'enlèvement de matière, Application à la coupe orthogonale*. PhD thesis, Université de Bordeaux 1, 1994.
- [Junz-Wang 02] J.J. Junz-Wang & C.M. Zheng. *An Analytical Force Model with Shearing and Ploughing Mechanisms for End Milling*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 42, pages 761–771, 2002.
- [Karpap 06a] Y. Karpap & T. Ozel. *Predictive Analytical and Thermal Modeling of Orthogonal Cutting Process—Part I : Predictions of Tool Forces, Stresses, and Temperature Distributions*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol. 128, no. 2, pages 435–444, 2006.
- [Karpap 06b] Y. Karpap & T. Ozel. *Predictive Analytical and Thermal Modeling of Orthogonal Cutting Process—Part II : Effect of Tool Flank Wear on Tool Forces, Stresses, and Temperature Distributions*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol. 128, no. 2, pages 445–453, 2006.
- [Karpap 08] Y. Karpap & T. Ozel. *Analytical and Thermal Modeling of High-Speed Machining With Chamfered Tools*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol. 130, no. 1, page 011001, 2008.

- [Kato 72] S. Kato, K. Yamaguchi & M. Yamada. *Stress distribution at the interace between tool and chip in machining*. Ame, vol. 94, pages 683–689, 1972.
- [Komanduri 00] R. Komanduri & Z. B. Hou. *Thermal modeling of the metal cutting process : Part I – Temperature rise distribution due to shear plane heat source*. International Journal of Mechanical Sciences, vol. 42, no. 9, pages 1715 – 1752, 2000.
- [Kudo 65] H. Kudo. *Some new slipe-line solutions for two-dimensional steady-state machining*. Int. J. Mech. Sci., vol. 7, pages 43–55, 1965.
- [Lalwani 09] D.I. Lalwani, N.K. Mehta & P.K. Jain. *Extension of Oxley’s predictive machining theory for Johnson-Cook flow stree model*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 209, 2009.
- [Lee 51] E.H. Lee & W. Shaffer. *The therory of plasticity applied to the problem of machining*. American Society of Mechanical Engineers, vol. 18, pages 405–413, 1951.
- [List 04] G. List. *Etude des mécanismes d’endommagement des outils carbure WC-CO par la caractérisation de l’interface outil-copeau. Application à l’usinage à sec de l’alliage d’aluminium aeronautique AA2024 T351*. PhD thesis, ENSAM Bordeaux, 2004.
- [Liu 02] X-w Liu, Cheng K., Webb D. & Luo X-C. *Prediction of cutting force distribution and its influence on dimensional accuracy in peripheral milling*. Int. J. of Mach. Tools & Manuf., vol. 42, pages 791–800, 2002.
- [Lopez-De-Lacalle 00] L. N. Lopez-De-Lacalle, J. Pérez, J. I. Llorente & J. A. Sánchez. *Advanced cutting conditions for the milling of aeronautical alloys*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 100, no. 1-3, pages 1 – 11, 2000.
- [Manjunathaiah 00] J. Manjunathaiah & W. J. Endres. *A New Model and Analysis of Orthogonal Machining With an Edge-Radiused Tool*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol. 122, no. 3, pages 384–390, 2000.

- [Marinov 99] V. Marinov. *The tool chip contact length on orthogonal metal cutting*. In International Conference on Advanced Engineering and Technology, 1999.
- [Melhaoui 97] A. Melhaoui. *Contribution à l'étude de l'usure d'outil de coupe en usinage assisté par laser et à l'usinabilité d'une céramique à base d'oxyde de zinc*. PhD thesis, Ecole Centrale de Paris, 1997.
- [Merchant 44] M.E. Merchant. *Basic mechanics of the metal cutting process*. Journal of applied Mechanics, vol. 11, pages 168–175, 1944.
- [Milfelner 03] M. Milfelner & F. Cus. *Simulation of cutting forces in ball-end milling*. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, vol. 19, no. 1-2, pages 99 – 106, 2003.
- [Moufki 98] A. Moufki, A. Molinari & D. Dudzinski. *Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, vol. 46, no. 10, pages 2103 – 2138, 1998.
- [Moufki 04] A. Moufki, A. Devillez, D. Dudzinski & A. Molinari. *Thermomechanical modelling of oblique cutting and experimental validation*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 44, no. 9, pages 971 – 989, 2004.
- [Movahhedy 02] M. R. Movahhedy, Y. Altintas & M. S. Gadala. *Numerical Analysis of Metal Cutting With Chamfered and Blunt Tools*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol. 124, no. 2, pages 178–188, 2002.
- [Nabhani 01] F. Nabhani. *Machining of aerospace titanium alloys*. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, vol. 17, no. 1-2, pages 99 – 106, 2001.
- [Nouari 08] M. Nouari, M. Calamaz & F. Girot. *Mécanismes d'usure des outils coupants en usinage à sec de l'alliage de titane aéronautique Ti-6Al-4V*. Comptes rendus. Mécanique, vol. 336, pages 772–781, 2008.
- [Oxley 89] P.L.B. Oxley. *Mechanics of Machining : an Analytical Approach to Assessing Machinability*. Ellis Horwood Limited(UK), 1989,, page 242, 1989.

- [Ozel 00] T. Ozel & T. Altan. *Determination of workpiece flow stress and friction at the chip-tool contact for high-speed cutting*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 40, no. 1, pages 133 – 152, 2000.
- [Ozel 06] T. Ozel & E. Zeren. *A Methodology to Determine Work Material Flow Stress and Tool-Chip Interfacial Friction Properties by Using Analysis of Machining*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol. 128, no. 1, pages 119–129, 2006.
- [Ozler 01] L. Ozler, A. Inan & C. Ozel. *Theoretical and experimental determination of tool life in hot machining of austenitic manganese steel*. International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 41, pages 163–172, 2001.
- [Pantalé 96] O. Pantalé. *Modélisation et simulation tridimensionnelles de la coupe des métaux*. PhD thesis, Université de Bordeaux 1, 1996.
- [Poletika 69] MF Poletika. *Contact loads on tool faces*. Machinostronie, 1969.
- [Poulachon 02] G. Poulachon, A. Moisan & M. Dessoly. *A contribution to the study of the cutting mechanisms in hard turning*. Mécanique & Industries, vol. 3, pages 291 – 299, 2002.
- [Poulachon 07] G. Poulachon, A. L. Moisan & I. S. Jawahir. *Evaluation of Chip Morphology in Hard Turning Using Constitutive Models and Material Property Data*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol. 129, no. 1, pages 41–47, 2007.
- [Puigsegur 02] L. Puigsegur. *Caracterisation thermique d'un procédé d'usinage par tournage approche analytique et par identification de systèmes non entiers*. PhD thesis, Université de Bordeaux I, 2002.
- [Ranganath 07] S. Ranganath, A. B. Campbell & D. W. Gorkiewicz. *A model to calibrate and predict forces in machining with honed cutting tools or inserts*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 47, no. 5, pages 820 – 840, 2007. Tehran International Congress on Manufacturing Engineering (TICME2005), Tehran International Congress on Manufacturing Engineering (TICME2005).

- [Rapier 54] A.C. Rapier. *A theoretical investigation of the temperature distribution in the metal cutting process*. Briticsh Journal of Applied Physics, vol. 5, pages 400–405, 1954.
- [Rech 06] J. Rech. *Influence of cutting tool coatings on the tribological phenomena at the tool-chip interface in orthogonal dry turning*. Surface and Coatings Technology, vol. 200, no. 16-17, pages 5132 – 5139, 2006.
- [Ren 00] H. Ren & Y. Altintas. *Mechanics of Machining With Chamfered Tools*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol. 122, no. 4, pages 650–659, 2000.
- [Ritou 06] M. Ritou. *Surveillance d’usinage en fraisage de pieces complexes par un suivi de la broche*. PhD thesis, Université de Nates, 2006.
- [Rubenstein 90] C. Rubenstein. *The Edge Force Component in oblique cutting*. Int. Journal Machine Tools and Mfr, vol. 30, pages 141–149, 1990.
- [Sabberwall 61] A.J.P Sabberwall. *Chip section and cutting force model during the milling operation*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, vol. 10, 1961.
- [Saglam 07] H. Saglam, S. Yaldiz & F. Unsacar. *The effect of tool geometry and cutting speed on main cutting force and tool tip temperature*. Materials & Design, vol. 28, no. 1, pages 101 – 111, 2007.
- [Sarwar 81] Sarwar & P.J. Tothompson. *Cutting action of blunt tools*. Proc 22nd Int. MTDR, pages 295–304, 1981.
- [Stephenson 97] D.A. Stephenson, T.C. Jen & A.SS LAvine. *Cutting Tool temperature in contour turning transient analysis and experimental verification*. Am, 1997.
- [Subramanian 93] S.V. Subramanian, S.S. Ingle & D.A.R. Kay. *Design of coatings to minimize tool crater wear*. Surf Coat. Tech., vol. 61, pages 293–299, 1993.
- [Sun 07] S. Sun & M. Brandt. *Laser-assisted machining of titanium alloys*. 2007.
- [Sutter 05] G. Sutter & A. Molinari. *Analysis of the Cutting Force Components and Friction in High Speed Machining*. Journal

- of Manufacturing Science and Engineering, vol. 127, no. 2, pages 245–250, 2005.
- [Tay 76] A. Tay, M.G. Stevenson & G. De Vahl Davis. *A numerical method for calculating temperature distributions in machining from force and shear angle measurements*. International Journal of Machining Tool Design Research, vol. 16, pages 335–349, 1976.
- [Tetsui 05] T. Tetsui, K. Shindo, S. Kaji, S. Kobayashi & M. Takeyama. *Fabrication of TiAl components by means of hot forging and machining*. Elsevier, 2005.
- [Tounsi 02] N. Tounsi, J. Vincenti, A. Otho & M. A. Elbestawi. *From the basic mechanics of orthogonal metal cutting toward the identification of the constitutive equation*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 42, no. 12, pages 1373 – 1383, 2002.
- [Vinogradov 85] AA. Vinogradov. *Physical foundations of the process of drilling difficult to cut material using carbide drills*. Naukova Dumka, 1985.
- [Waldorf 06] D.J. Waldorf, R.E. DeVor & S.G. Kapoor. *A simplified model for ploughing forces in turning*. Journal of Manufacturing Processes, vol. 8.2, pages 76–82, 2006.
- [Weil 66] R. Weil. *Les phénomènes d’usure au contact du copeau et de l’outil formation de couche de diffusion à la surface des outils en carures métalliques*. Revue Française de Mécanique, vol. 18-19, pages 63–72, 1966.
- [Zhang 91] HT Zhang, PD Liu & RS Hu. *A three zone model and solution of shear angle in orthogonal machining*. Wear, vol. 143, pages 29–43, 1991.
- [Zhu 99] R. Zhu, S. G. Kapoor, R. E. DeVor & S. M. Athavale. *Mechanistic Force Models for Chip Control Tools*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol. 121, no. 3, pages 408–416, 1999.

Annexe 1

Développement de la modélisation d'Oxley

L'objectif de cette partie est de présenter la modélisation d'Oxley de la zone secondaire de coupe. La source de chaleur provient de la déformation plastique dans la zone de cisaillement. L'expression 1 permet de modéliser la proportion de chaleur évacuée dans la pièce par rétroconduction au niveau de la zone de cisaillement primaire (β). Le coefficient (η) modélise la proportion de chaleur produite dans le plan de cisaillement primaire. T_{amb} représente la température ambiante, F_s l'effort de cisaillement déterminé à partir de l'équation 1.1, f et b sont les conditions d'engagement. Les propriétés physiques du matériau sont représentées au travers de sa chaleur spécifique (C_p) et de sa masse volumique (ρ). Il est obtenu à partir de la relation empirique proposée par Boothroyd (équation 1).

$$\begin{aligned}\beta &= 0,5 - 0,35\log(R_t \tan(\phi)) \quad \text{si } 0,04 < R_t \tan(\phi) < 10 \\ \beta &= 0,3 - 0,15\log(R_t \tan(\phi)) \quad \text{si } R_t \tan(\phi) > 10\end{aligned}\tag{1}$$

avec

$$R_t = \frac{\rho C_p V_c h}{K}\tag{2}$$

R_t est un nombre sans dimension, ρ : la densité et K : la conductivité thermique du matériau.

Oxley définit la valeur moyenne de la température à l'interface outil-copeau (T_{int}) comme étant la somme de la température dans le plan de cisaillement primaire et une fraction de la variation de la température maximum (ΔT_{max}) (eq. 3). Pour cela, il utilise le coefficient (ψ) défini à partir des travaux d'Arsecularate lui permettant de proposer la valeur $\psi = 0,7$.

$$T_{int} = T_{ab} + \psi \Delta T_{max} \quad \text{donc} \quad T_{int} = T_{amb} + \frac{(1-\beta)F_s \cos(\alpha)}{\rho C_p h b \cos(\phi-\alpha)} + \psi \Delta T_{max}\tag{3}$$

ΔT_{max} est défini en considérant une source de chaleur uniforme et rectangulaire à l'interface outil-copeau. Par l'intermédiaire d'un coefficient δ , il considère que l'épaisseur de la zone secondaire de cisaillement est fonction de l'épaisseur du copeau déformé.

La vitesse de déformation à l'interface outil-copeau est obtenue à partir de l'équation 4. Cette équation relie la vitesse de déformation, la vitesse de coupe et l'épaisseur de la zone de cisaillement dans la zone secondaire. Nous remarquons que la vitesse de déformation est nulle à l'interface outil-copeau (équation 4). Cette observation fut validée par les travaux de [Butterworth-Heinemann 00].

$$\dot{\varepsilon}_{int} = \frac{V_{cop}}{\delta h_c} \text{ avec } V_{cop} = \frac{V_c \sin(\phi)}{\cos(\phi - \alpha)} \quad (4)$$

Oxley suppose un contact collant à l'interface outil-copeau dû aux fortes pressions. La contrainte est définie comme étant le rapport entre l'effort de cisaillement (F_s) et la zone de contact supposée rectangulaire.

$$\tau_{int} = \frac{F}{l_c b} \text{ où } F = R \sin(\lambda) \quad (5)$$

$$\theta = \phi + \lambda - \alpha \quad (6)$$

Le cisaillement maximum est donné par les deux relations suivantes :

$$\varepsilon_{int} = \frac{l_p}{\delta h_c} \text{ avec } l_p = \frac{\delta h}{\sin(\phi - \alpha)} \quad (7)$$

$$\varepsilon_{int} = 2\varepsilon_{ab} + 0,5\varepsilon_m \text{ avec } \varepsilon_m = \frac{l_c}{\delta h} \quad (8)$$

La contrainte dans le copeau est obtenue à partir de la loi de comportement utilisée (équation 9).

$$\tau_{cop} = \sigma(\varepsilon_{int}, \dot{\varepsilon}_{int}, T_{int}) \quad (9)$$

Oxley a défini un algorithme dans lequel les contraintes à l'interface outil-copeau et dans la zone de cisaillement primaire sont calculées pour une plage d'angles de cisaillement donnée. Généralement, cette plage varie de 5° à 45°. La contrainte de cisaillement étant définie à partir d'une loi de comportement. L'angle de cisaillement est considéré comme juste lorsque les deux contraintes (τ_{int} et τ_{cop}) sont égales.

L'algorithme prévoit également le calcul de la constante (C_o). Pour cela, Hasting définit une condition aux limites au niveau de la racine du copeau. En supposant une contrainte uniforme à l'interface outil copeau :

$$\sigma_n = \frac{N}{l_c b} \text{ avec } N = R \cos(\lambda) \quad (10)$$

F_{ns} est l'effort normal au plan de cisaillement secondaire. Une seconde expression de la contrainte normale peut être obtenue en se plaçant au niveau du plan de cisaillement (équation 11).

$$\sigma'_n = \tau_{ab}(1 + (\frac{\pi}{2} - 2\alpha - 2C_o n)) \quad (11)$$

La valeur C_o est alors identifiée en écrivant l'égalité des deux termes (σ_n et σ'_n).

L'algorithme autorise également de définir la valeur de δ . Les travaux de Kopalinski ont permis de montrer que sa valeur peut être obtenue à partir du travail minimum. En effet, si δ diminue la température et la vitesse de déformation augmentent. Or, généralement la contrainte d'écoulement augmente avec la vitesse de déformation (déformation dynamique) et diminue avec la température (adoucissement thermique). Il est alors envisageable de déterminer une valeur en minimisant le travail de la coupe en combinant ces éléments.

L'algorithme prévoit de tester une plage complète de valeur de δ qui permet de minimiser la contrainte de cisaillement ou (F_c) et de ce fait le travail. Les valeurs testées sont dans un premier temps définies pour l'acier, il est nécessaire de vérifier la cohérence de ces valeurs pour les nouveaux alliages.

Les travaux de [Lalwani 09] présentent une forme de l'algorithme d'Oxley (figure 13).

Définition de la constante C_o

Dans ses travaux Oxley prévoit le calcul de la constante C_o par l'algorithme présenté figure 13 mais son estimation peut être réalisée en utilisant l'équilibre des pressions hydrostatiques à la pointe de l'outil (P_b) et au niveau de la racine du copeau (P_a) (équations 12, 13 et 14) ([Ozel 06]).

$$C_o = \frac{(P_a - P_b)(A\varepsilon_{ab}^n + B)}{2Bnk_{ab}} \quad (12)$$

$$P_a = k_{ab} \left[1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) \right] \quad (13)$$

$$P_b = \frac{2F_{ns}\sin(\phi)}{hb} - P_a \quad (14)$$

Modes de dégradation

La norme définit plusieurs types d'usure : l'usure en dépouille, l'usure en cratère (figure 14) . Nous allons rapidement présenter les plus communément rencontrées.

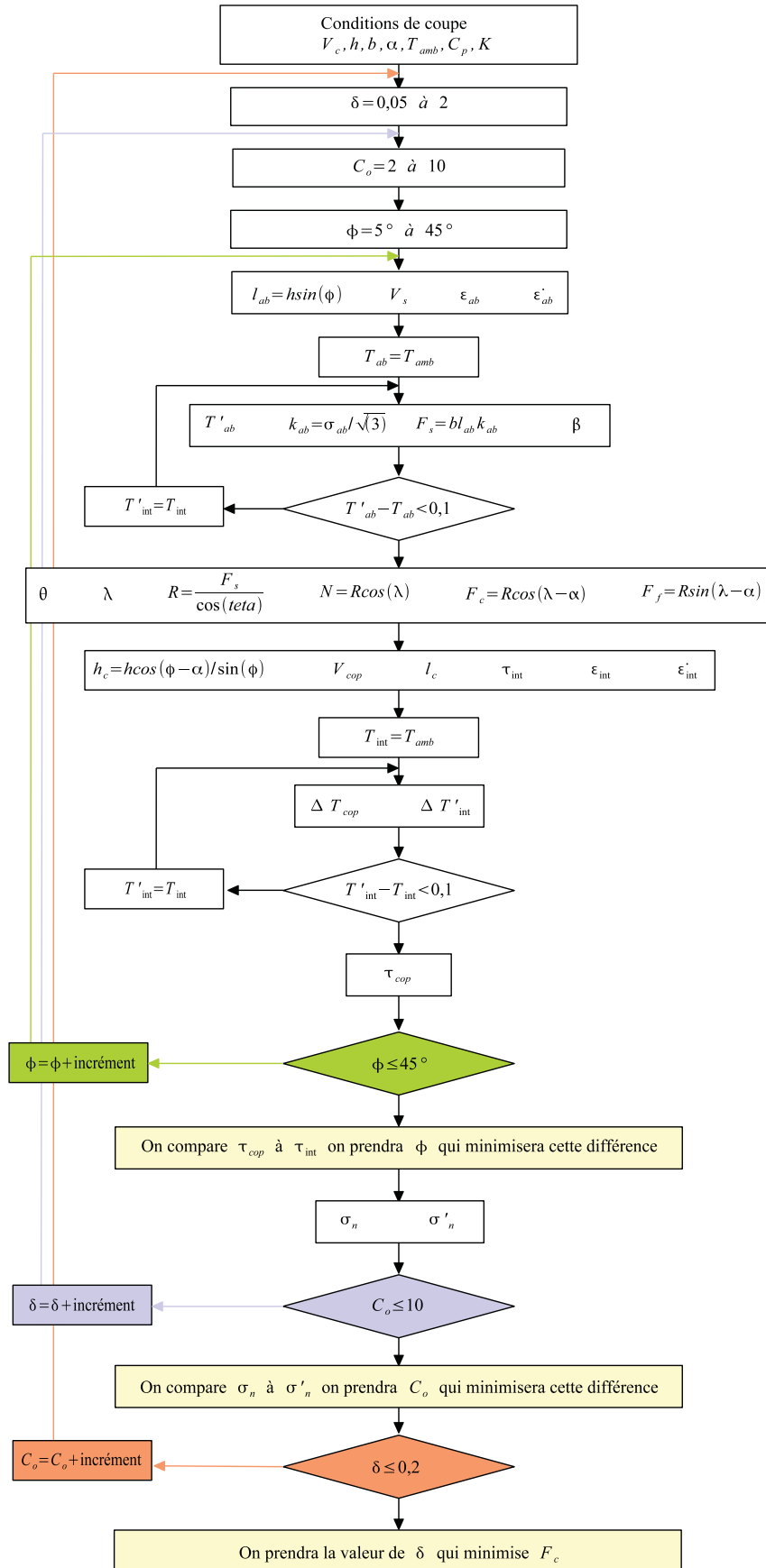


FIGURE 13 – Algorithme Oxley

- l'usure en dépouille : elle se présente sous la forme de bandes striées et brillantes sensiblement perpendiculaires à l'arête de coupe principale. Elle est due aux frottements de la surface coupée sur la surface en dépouille (adhésion et abrasion). L'usure en dépouille se caractérise à l'aide du critère V_b . Elle influe sur les cotes de fabrication, l'état de surface et augmente le frottement à l'interface face de dépouille-surface usinée.
- l'usure en cratère : elle apparaît généralement sous la forme d'un petit cratère parallèle à l'arête de coupe principale. Elle est engendrée par un frottement du copeau sur la face de coupe et est induite par l'adhésion et la diffusion. Elle est définie suivant trois grandeurs caractéristiques : la profondeur du cratère (K_t), la distance entre l'arête de coupe et le bord opposé du cratère (K_b) et la distance entre le centre du cratère et l'arête de coupe principale (K_m). Son apparition fragilise le bec de l'outil et modifie l'angle de coupe.
- l'usure en entaille : elle se manifeste sous la forme d'une entaille perpendiculaire à l'arête de coupe principale. Elle peut être causée par une augmentation de la dureté de la pièce usinée. Seule sa largeur V_{bn} est utilisée pour la définir et fragilise considérablement l'arête de coupe.
- l'écaillage : l'écaillage de fines particules de l'arête et la fissuration thermique apparaissent pour les outils à matériaux fragiles. Elle est évaluée en certains points par la largeur maximale de l'usure en dépouille.
- les défaillances préliminaires, brutales et prématurées englobent tous les phénomènes d'usure brutale pouvant intervenir rapidement et de manières importantes. Elles se caractérisent par une observation de la modification de la géométrie de coupe ou de sa nuance.

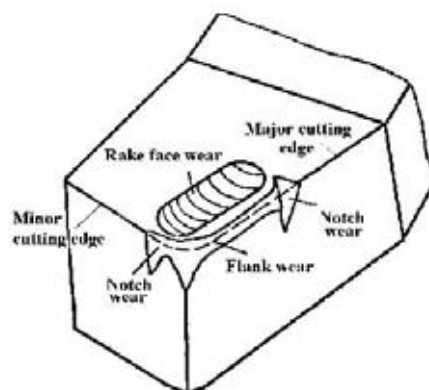


FIGURE 14 – Résumé des différents types d'usure en usinage

Annexe 2

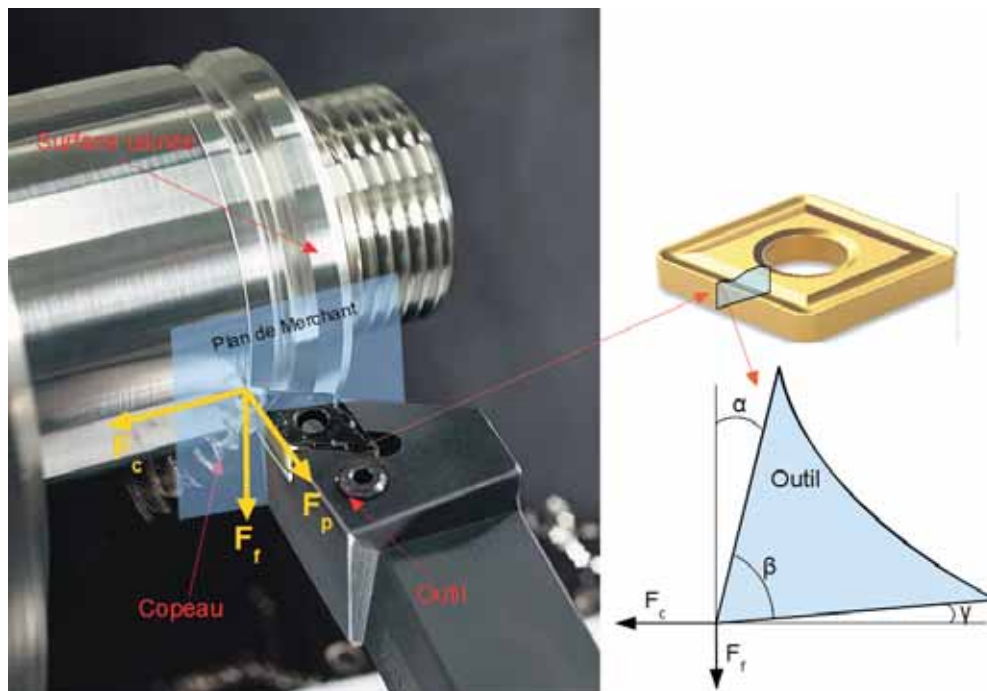


FIGURE 15 – Représentation des composantes de l'effort de coupe

Sur l'ensemble des essais nous utiliserons les composantes présentées figure 15.

Cette annexe présente l'ensemble des dispositifs expérimentaux utilisés. Elle se divise en quatre parties :

- le matériel utilisé pour les essais d'usinage,
- le matériel d'essais type science des matériaux,
- le matériel d'acquisition d'images
- les pièces d'essais.

Les essais d'usinage

Deux machines ont été utilisées pour les essais d'usinage. Nous présenterons ces deux machines ainsi que le dispositif d'acquisition des efforts de coupe.

Fraiseuse

La machine utilisée est un centre d'usinage KX10 de Huron à 3 axes, à portique et table mobile (figure 16).



FIGURE 16 – Centre d'usinage Huron KX10

La table 4 regroupe les principales caractéristiques du centre d'usinage utilisé.

Huron KX10	
Caractéristiques géométriques	
Course de l'axe X (chariot sur portique)	1000 mm
Course de l'axe Y (table mobile)	700 mm
Course de l'axe Z (porte broche)	550 mm
Surface utile de la table	1250 x 700 mm ²
Charge maximale admissible de la table	1500 kg
Caractéristiques de la broche	
Electrobroche	GMN
Gamme de vitesse de rotation	100 à 24000 tr/min
Puissance maximale	20 kW
Type d'attachement	HSK 63
Caractéristiques des déplacements	
Avance rapide X Y	30 000 mm/min
Avance rapide Z	18 000 mm/min
Avance travail	1 à 10 000 mm/min
Accélération maximale	5 m/s ²
Précisions sur les axes selon norme VDI/DGQ 3441	
Incertitude	7 µm
Répétabilité	5 µm
Caractéristiques de la commande numérique	
Modèle	Siemens 840 D
Interpolation	ISO, Spline et Polynomiale
Caractéristiques de l'arrosage	
Lubrification classique	3 bar — 30 l/min Soufflage d'air 6 bars
Micropulvérisation périphérique	6 bars
Lubrification haute pression centre outil	80 bars

TABLE 4 – Caractéristiques du centre d'usinage

Tour

Le tour utilisé est un tour à commande numérique Hernault-Somua (figure 17).



FIGURE 17 – Tour à commande numérique

La table 4 regroupe les principales caractéristiques du centre d'usinage utilisé.

Ernault Somua	
Caractéristiques géométriques	
Course de l'axe X	1000 mm
Course de l'axe Z	550 mm
Diamètre maximal admissible	400 mm
Caractéristiques de la broche	
Moteur	GMN
Gamme de vitesse de rotation	100 à 8000 tr/min
Puissance maximale	12 kW
Caractéristiques des déplacements	
Avance rapide	1000 mm/min
Avance travail	1 à 500 mm/min
Caractéristiques de la commande numérique	
Modèle	Num 1040T
Caractéristiques de l'arrosage	
Lubrification classique	3 bars — 30 l/min

TABLE 5 – Caractéristiques du centre d'usinage

Platine de mesure d'efforts

La platine utilisée pour le tournage et le fraisage est identique (figure 18).



FIGURE 18 – Platine de mesure d’efforts de coupe

Ses caractéristiques sont présentées dans la table 6.

Platine 9257B	
Plage de mesure F_x, F_y, F_z	$\pm 5\text{kN}$
Sensibilité F_x, F_y	10 mV/N
Sensibilité F_z	5 mV/N
Fréquences propres f_{nx}, f_{ny}	2 kHz
Fréquence propre f_{nz}	3,5 kHz
Plage de température de service	0,60°C
Dimensions	170x100x60
Protection selon EN60529	IP67
Masse	7,4 kg

TABLE 6 – Caractéristiques de la platine de mesure d’efforts

Materiel “Science des Matériaux”

Essais de traction

Une machine de traction hydraulique Instron 1342 a été utilisée (figure 19). Le pilotage a été réalisé en déformation où une charge constante est appliquée au cours de l’essai. La déformation est obtenue dans la partie active par l’intermédiaire d’un extensomètre en céramique. La machine est également équipée d’une enceinte chauffante qui est employée pour les essais de traction à chaud. La chauffe de l’éprouvette est effectuée par des résistances électriques.

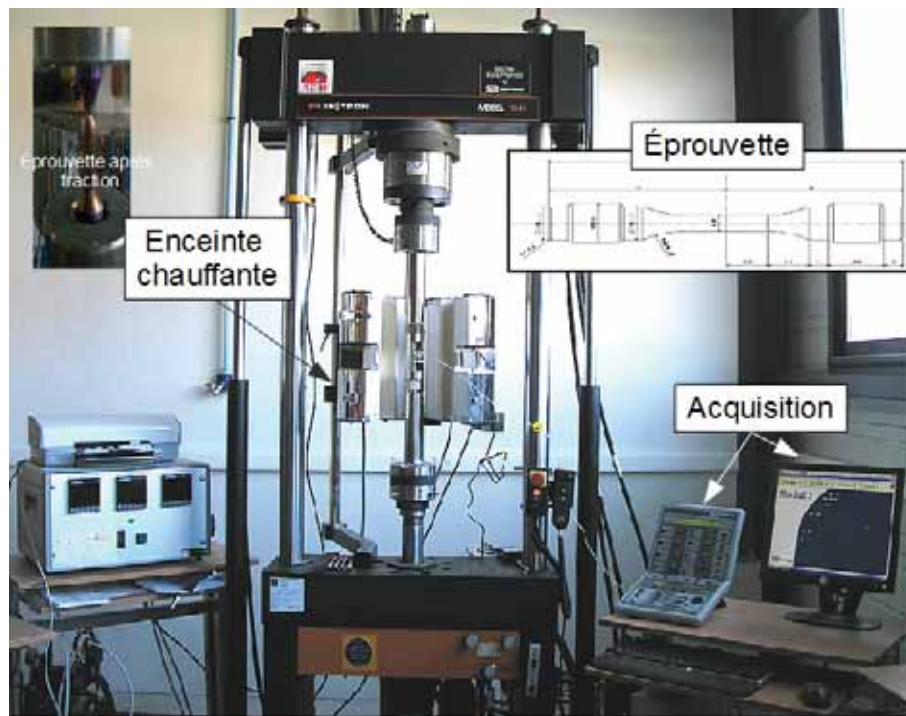


FIGURE 19 – Dispositif expérimental pour les essais de traction

Essai de microdureté

La mesure de dureté (figure 19) est une mesure Vickers où une charge de 300g est appliquée durant 30s.

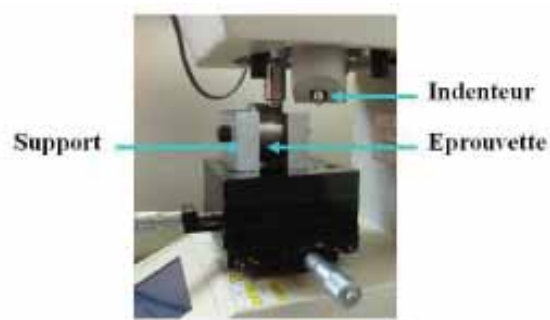


FIGURE 20 – Dispositif expérimental pour les essais de microdureté

Moyens d'acquisition des images

Profilomètre optique

Nous avons utilisé un profilomètre optique, fabriqué par Veeco, de type Wyko NT1100 (figure 21). Cet appareil réalise des relevés topographiques en trois dimensions, sans contact avec l'échantillon.

Le profilomètre peut être utilisé dans deux configurations :

- Le mode VSI (Vertical Shift Interference) effectue la mesure par interférométrie par lumière blanche. Il est utilisé dans le cadre des surfaces rugueuses, la plage de mesure maximale étant de 1mm. Sa résolution est de 1nm.
- Le mode PSI (Phase Shift Interference) utilise cette fois la variation de phase optique. Il est utilisé pour les surfaces lisses, la plage de mesure étant plus limitée (160nm). Sa résolution est de 1 angström.



FIGURE 21 – Profilomètre

Compte tenu des surfaces à scanner, notre choix s'est orienté vers le mode VSI. Il nous permet de scanner des hauteurs plus importantes avec des états de surface plus dégradés. Nous utiliserons le mode de reconstruction de surface afin de scanner des surfaces suffisamment étendues.

Le principe de fonctionnement du mode VSI utilise la lumière blanche pour établir les formes et l'état de surface de l'échantillon. Le principe consiste à faire interférer deux faisceaux de lumière blanche issus d'une même source. L'un est réfléchi sur l'échantillon

et le second par un miroir plan de référence. L'interférence entre les deux faisceaux est mesurée par une caméra. Elle dépend de la différence des chemins optiques parcourus. Cette différence est liée à la position verticale du point mesuré. Pour mesurer cette position, un système déplace un miroir. Lorsque l'intensité lumineuse d'interférence est maximale : les deux chemins optiques sont égaux. La distance de déplacement du miroir correspond alors à l'altitude du point.

Dans le cadre de nos travaux, le choix a été d'utiliser les deux modes de mesure. L'un permettant d'observer rapidement les modes de dégradation, le second autorisant une lecture plus aisée des formes obtenues.

Pièces d'essai

Tournage

Les essais de tournage ont été effectués en coupe orthogonale pour les essais de mesure d'efforts de coupe et sur des opérations de chariotage pour les essais d'usure.

L'épaisseur de la paroi de la pièce utilisée pour la coupe orthogonale (figure 22) est de 5 mm. Pour l'ensemble des essais, la vitesse de rotation de la broche a été calculée au rayon moyen et nous avons considéré une vitesse de coupe constante sur l'ensemble du tube.

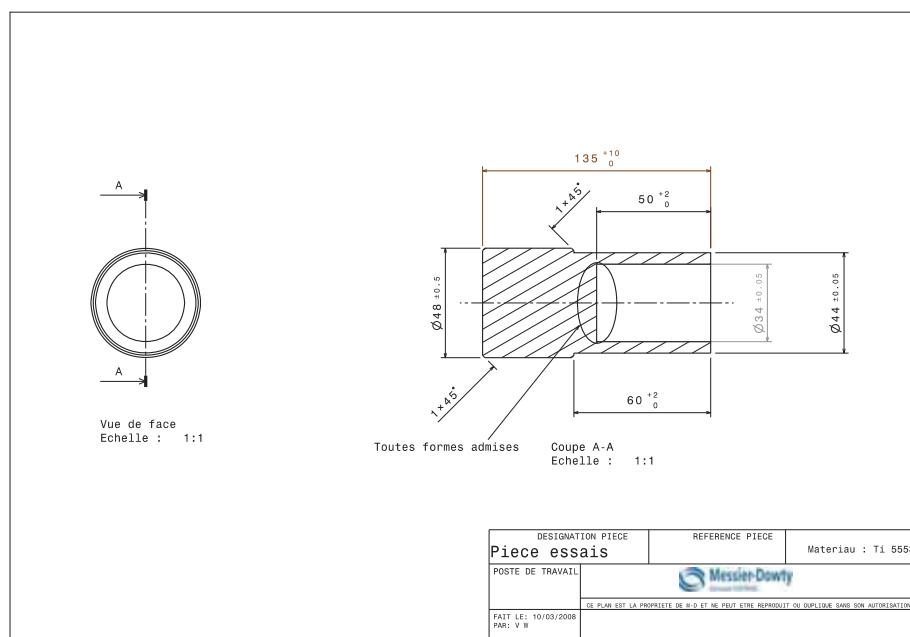


FIGURE 22 – Plan de la pièce d'essai de tournage

Fraisage

La figure 23 présente une schématisation de la pièce utilisée pour les essais de mesure d'efforts de coupe en fraisage. Des rainures ont ainsi été réalisées afin de limiter l'effet du rayon de bec et de nous positionner dans le cadre de la coupe orthogonale. Chaque rainure à une hauteur égale à l'engrènement axial soit 5mm.

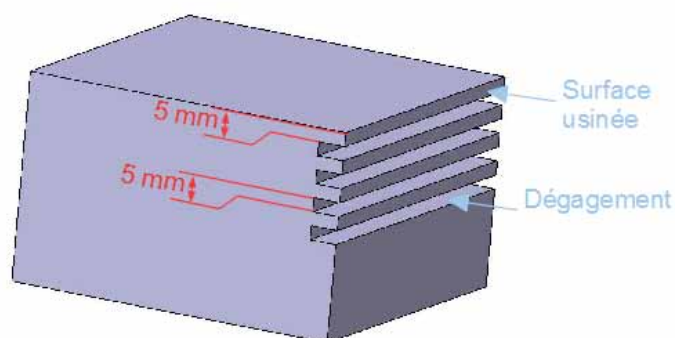


FIGURE 23 – Spécification de la pièce de fraisage

Annexe 3

Bornage de l'état de surface

Introduction : Problématique Messier Dowty

L'entreprise Messier-Dowty a remarqué de nombreux défauts d'état de surface sur les pièces usinées en Ti5553. Ce point peut être extrêmement pénalisant dans la réalisation de la tige où les opérations de finition représentent une grande partie des activités. Un état de surface dégradé engendrera alors des opérations de parachèvement par polissage. Cette difficulté est accrue sur les alliages de titane où l'effet "spatters" (retombé d'étincelles sur la pièce) est interdit dans la mesure où ce dernier génère un abatement de l'intégrité de surface. Pour cela, ces opérations ne sont pas autorisées ou seulement à de faibles vitesses engendrant des temps de polissage très longs.

L'objectif de cette partie est de comprendre l'état de surface obtenu sur certaines zones finies lors de l'usinage du Ti5553 en utilisant la modélisation développée.

Pour cette étude, nous nous concentrerons sur la partie usinée en finition par l'outil nommé « Dream Cutter ». La figure 24 illustre l'état de surface obtenu dans ce contexte.

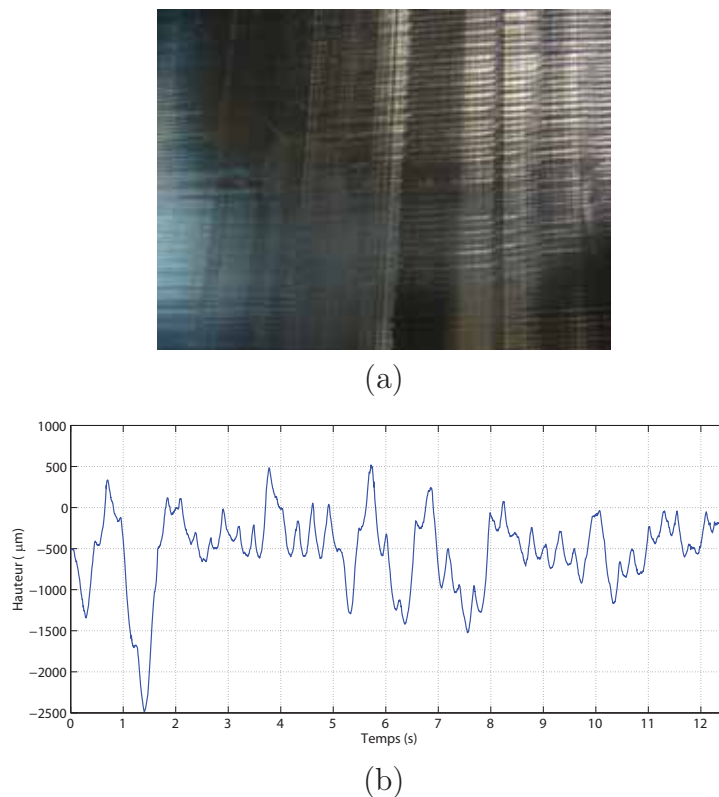


FIGURE 24 – Etat de surface obtenu en usinage photo (a) et profil (b)

La surface est fortement marquée par le passage de dents. Nous observons de nombreuses

stries réparties sur différentes zones. Cet état de surface n'est pas admissible lors du contrôle et apparaît principalement sur des opérations de contournage.

En fraisage, l'état de surface généré peut être explicité suivant plusieurs niveaux d'étude. Le premier niveau d'investigation est un niveau statique. Il s'agit d'appréhender les défauts d'état de surface comme la conséquence unique de la flexion de l'outil et/ou de la broche sous les sollicitations variables de l'effort de coupe, la pièce étant, quant à elle, considérée comme infiniment rigide. L'état de surface peut alors être le résultat du passage de chaque dent ou de l'hélice. Le second niveau est un état de surface issu de phénomènes vibratoires où les fréquences d'excitation et les modes propres sont suffisamment proches pour induire un processus dégradé. Nous développerons ces deux niveaux afin d'identifier la relation entre l'état de surface et les conditions d'usinage.

Vibrations d'usinage

Afin de vérifier la présence de phénomènes vibratoires, les fréquences des modes propres des différents éléments du système usinant ont été mesurées (table 7).

	Premier mode	Second mode	Troisième mode	Quatrième mode
Pièce	458 Hz	1530 Hz	1580 Hz	2014 Hz
Broche	340 Hz	756 Hz		

TABLE 7 – Résumé des modes propres

L'excitation due à la coupe correspond à 13 Hz. A la vue des valeurs obtenues, il est alors impossible d'obtenir une vibration en usinage de type forcée (concordance des fréquences d'excitation sur des modes propres) ou de type régénérative (éloignement des fréquences). Une autre explication envisageable serait l'apparition d'un battement mais là aussi les fréquences modales semblent trop éloignées.

Cas statique

Dans ce cas, nous considérons que l'état de surface résulte du passage de l'outil et plusieurs niveaux sont encore envisageables. Le premier est un état de surface issu de la trace laissée par chaque dent. Le seconde correspond à l'influence de l'hélice ou de l'ensemble des dents sur une rangée. La troisième piste est une corrélation entre l'avance et l'état de surface. Dans ce cas, l'outil peut être sollicité de manière à obtenir une déflexion suffisamment importante pour générer un état de surface dégradé.

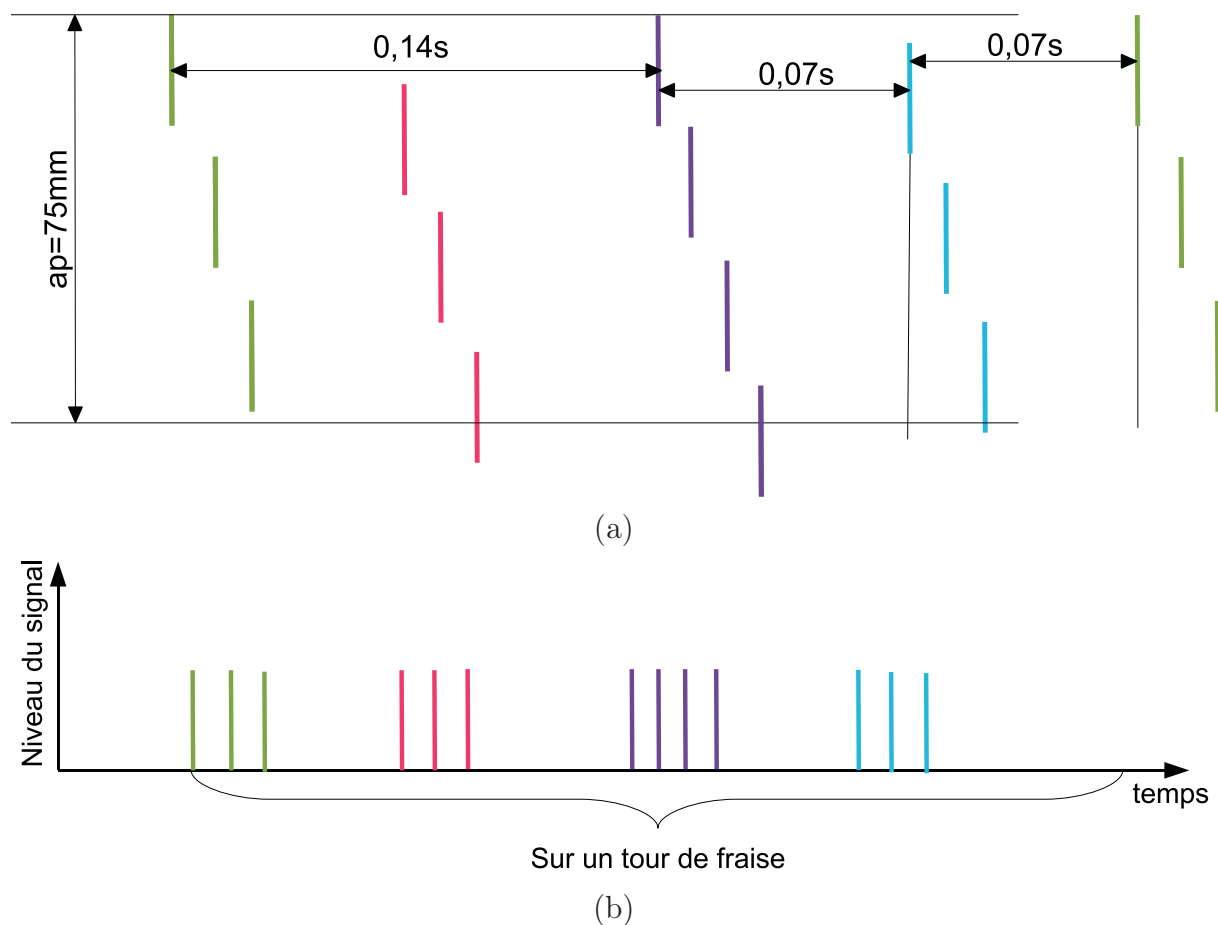


FIGURE 25 – Modélisation de la fraise DREAM CUTTER (a) et de son excitation (b)

Afin d'identifier la cause, nous avons comparé l'état de surface relevé sur la pièce et l'évolution temporelle de la section de coupe de l'outil. Pour cela, nous avons développé chaque dent sur la fraise utilisée (figure 25). Nous observons que pour différentes positions axiale sur l'outil, le nombre de dents usinantes est différent.

Deux sources de variation d'efforts sont envisageables. La première est une excentration de l'outil. Or, les mesures effectuées sur l'outil n'ont pas montré de différence de positionnement entre chaque dent.

La seconde source vient de la disposition aléatoire de chaque dent. Nous observons une différence de période sur les premières dents. En effet, l'avance observée sur la première dent est deux fois plus importante que pour les autres dents et l'effort est par conséquent deux fois plus élevé. Cette différence peut alors engendrer une déflexion de l'outil à chaque tour.

La superposition du signal d'excitation et de l'état de surface nous permet d'observer que la période de l'état de surface correspond à l'avance de la fraise sur un tour. La trace

laissée est alors la trace réalisée à chaque tour et les autres dents ne sont pas visibles (figure 26).

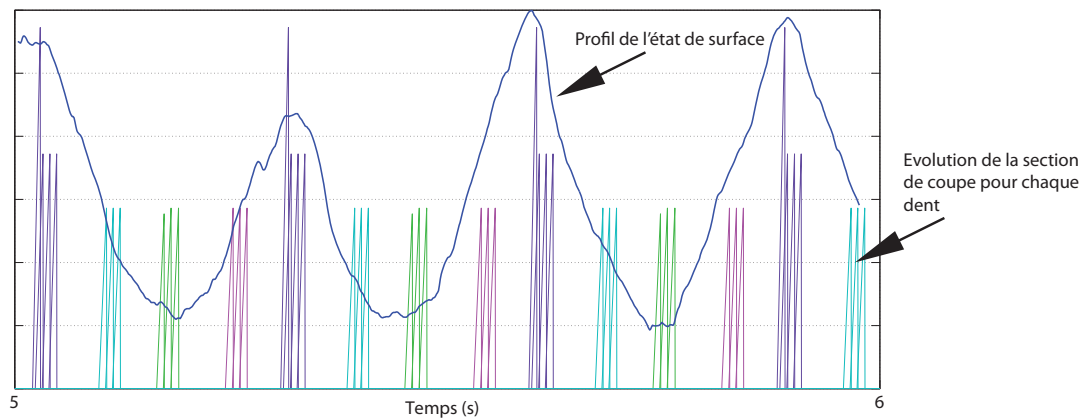


FIGURE 26 – Superposition de l'excitation de la fraise avec l'état de surface sur 5 secondes

Afin de vérifier l'influence de cette variation, nous avons utilisé le module d'éléments finis du logiciel CATIA où nous avons modélisé le système broche-outil (figure 27). Nous avons utilisé une modélisation simple. L'axe de la broche est alors considéré comme encastéré en bout et la liaison entre l'axe du rotor et les roulements est modélisée par une liaison linéique. L'effort de coupe est appliqué sur une dent et a été calculé à partir de la modélisation.

En appliquant les efforts issus de la modélisation, nous observons une déflexion de l'outil maximale égale à $5\mu m$ (figure 27). Cependant, notre modélisation du système broche-roulement reste extrêmement approchée.

La profondeur maximale observée sur l'état de surface est de $600\mu m$. L'erreur observée n'est alors pas fonction par la déflexion de l'outil. La seconde possibilité est un jeu observé dans la broche. Afin de vérifier cette hypothèse, l'entreprise Messier-Dowty a mis en place un protocole d'essais où le déplacement de la broche est défini lorsque cette dernière est soumise à un effort. Le protocole expérimental est présenté sur la figure 28.

Les essais ont montré un jeu de près 0,5 mm lorsque la broche est soumise à des efforts similaires aux efforts de coupe validant ainsi l'état de surface obtenu par un manque de rigidité de la machine.

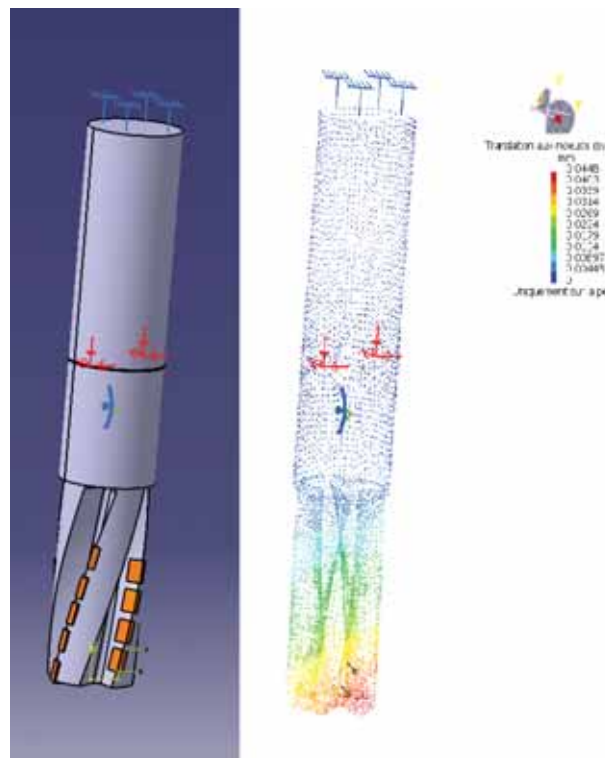


FIGURE 27 – Modélisation du système broche-outil

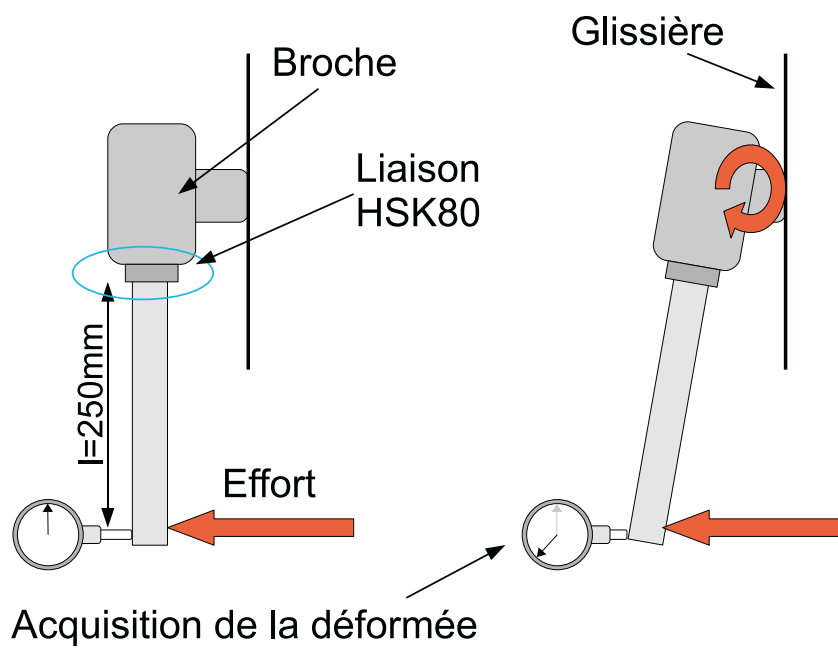


FIGURE 28 – Méthode de caractérisation de la flexion machine

Conclusion

L'état de surface généré est dans notre cas dû à un outil dont les plaquettes ne sont pas réparties angulairement et temporellement sur l'ensemble de la hauteur de coupe. Une meilleure gestion du positionnement des plaquettes permet de réduire les défauts d'état de surface. Cette différence serait moins importante pour les matériaux plus classiques comme l'acier dans la mesure où la différence d'effort n'est pas aussi significative. La réduction de l'avance permet également une meilleure gestion de l'état de surface. Cependant, sa réduction engendre automatiquement une diminution du débit copeau. Dans l'objectif de réduire les temps d'usinage, cette solution est alors à éviter. La dernière solution serait d'utiliser un système usinant plus rigide.

Amélioration de la productivité en usinage d'un titane réfractaire : le Ti5553

Résumé

Les travaux présentés dans cette thèse s'inscrivent dans le contexte de la modélisation et la compréhension des phénomènes liés à l'usinage du Ti5553. L'objectif des travaux est de lever certains verrous scientifiques et d'améliorer les connaissances sur l'usinage de ce matériau afin de proposer des conditions de coupe et d'engagement optimales à l'entreprise Messier-Dowty.

Nous avons identifié plusieurs modèles nous permettant de décrire au mieux le processus de coupe en tournage et en fraisage. Au niveau de l'usure des outils et des possibilités d'amélioration de l'usinabilité de l'usinage du Ti5553, l'ensemble des travaux a montré un manque d'informations dû à la rareté du matériau.

Pour définir les constantes de la loi de Johnson-Cook et de fait caractériser le matériau, notre démarche s'est focalisée vers le développement d'une méthode basée sur des essais d'usinage et des essais de traction permettant ainsi d'obtenir une loi ajustée à l'usinage du Ti5553. La loi de comportement a ensuite été utilisée dans les modélisations d'efforts de coupe en tournage et en fraisage avec pour objectif de modéliser l'ensemble de la gamme des outils employés par l'entreprise Messier-Dowty (formes, géométries de coupe...). Ces modèles nous ont ensuite permis de mettre en avant les difficultés liées à l'usinage du Ti5553 et de proposer des conditions de coupe et d'engagement adaptées.

La troisième partie est consacrée à l'analyse des phénomènes d'usure des outils coupants où les différents modes de dégradation en tournage et en fraisage ont été identifiés. Leurs relations avec le processus de coupe ont été définies afin de proposer un critère d'évaluation de l'usure des outils. Une partie de cette étude est également consacrée à l'identification de l'influence des conditions d'engagement, des géométries de coupe, des conditions de coupe sur l'usure.

Le dernier chapitre concerne la valorisation industrielle où nous présentons les applications et les extrapolations de nos travaux dans le contexte industriel. Nous avons également testé l'augmentation de la température qui constitue une des pistes d'amélioration de l'usinabilité mais sans résultat probant. Enfin, nous avons abordé la problématique de la surveillance d'usinage où nous avons mis en avant les difficultés liées aux particularités du processus de coupe.

Improving productivity in machining of refractory titanium : the Ti5553

Abstract

The work presented in this thesis fits the context of modeling and understanding of phenomena related of Ti5553 machining. The goal is to improve knowledge about material to provide optimal cutting conditions, optimal engagement and cutting geometry.

We have identified several models allowing to describe the cutting process in turning and milling. In terms of tool wear and usability improvement in Ti5553 machining all studies showed a lack of information.

Our approach focused towards in developing an alternative method to define the Johnson-Cook law constants based on machining tests and tensile tests to obtain the constitutive law adjusted to Ti5553 machining. The constitutive law was used cutting forces modeling for turning and milling involving the full range of tools used by the company (shapes, cutting geometries...). These models were allowed us the highlights the machining difficulties and propose suitable conditions.

The third part focused on wear cutting tools mechanisms analysis where the different degradation stage in turning and milling have been defined. Their relationships with the cutting process has been identified in order to propose a criterion of wear evolution. Part of this study is to identify the effect of engagement, cutting geometries and cutting conditions on tool wear.

The last part concerns the industrial development where we present our work applications and extrapolations in our industrial context. We also tested one of the prospects of machinability improving (increase temperature) but without result. Finally, we addressed the problem of process monitoring on Ti5553 machining where we highlighted the difficulties related to the specifics on cutting process.